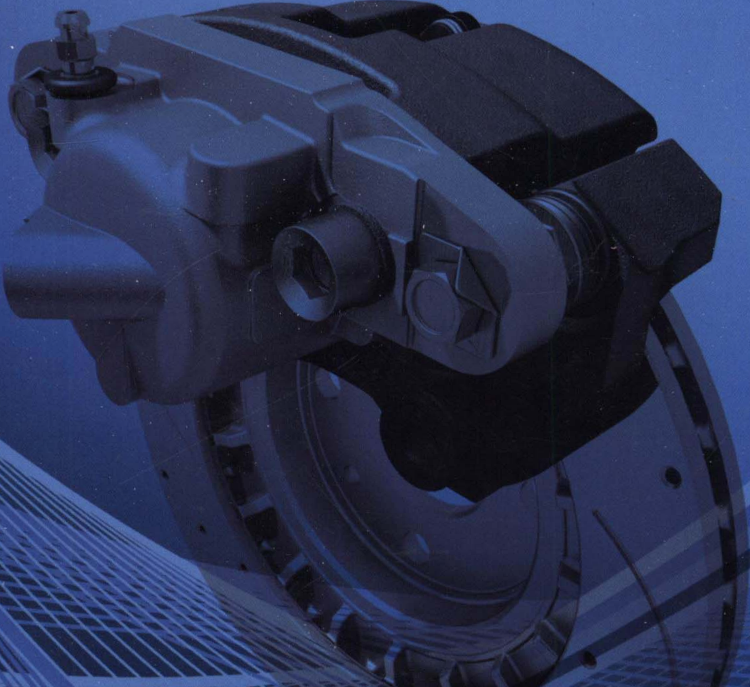
学术专著

高速硬态切削加工及其稳定性研究

陈光军 著



机械工业出版社
CHINA MACHINE PRESS

高速硬态切削加工及其稳定性研究

陈光军　著

机 械 工 业 出 版 社

高速硬态切削具有良好的加工柔性、经济性和环保性能，是一种有利于环境保护的清洁生产工艺和绿色制造技术。全书共分 8 章，第 1 章为绪论，第 2 章为高速切削技术和硬态切削技术概述，第 3 章为机床颤振的基本理论，第 4 章为淬硬钢高速精密切削加工切屑形成特征研究，第 5 章为硬态切削加工系统稳定性极限预测，第 6 章为稳定性极限预测的实验考证及切削振动分析，第 7 章为精密硬态切削加工表面粗糙度与塑性侧流研究，第 8 章为精密硬态切削的多元非线性回归模型与综合优化。

本书可供从事高速硬态切削技术研究的科技人员使用，也可供相关学科的师生参考。

图书在版编目（CIP）数据

高速硬态切削加工及其稳定性研究/陈光军著. —北京：机械工业出版社，2014.6

ISBN 978-7-111-46973-5

Ⅰ.①高…　Ⅱ.①陈…　Ⅲ.①高速切削-研究　Ⅳ.①TG506.1

中国版本图书馆 CIP 数据核字（2014）第 120792 号

机械工业出版社（北京市百万庄大街 22 号　邮政编码 100037）
策划编辑：周国萍　责任编辑：周国萍　版式设计：赵颖喆
责任校对：张晓蓉　封面设计：路恩中　责任印制：刘　岚
北京圣美亚夫印刷有限公司印刷
2014 年 8 月第 1 版第 1 次印刷
169mm×239mm · 10.5 印张 · 169 千字
0001—2000 册
标准书号：ISBN 978-7-111-46973-5
定价：49.00元

凡购本书，如有缺页、倒页、脱页，由本社发行部调换

电话服务
社服务中心：(010) 88361066
销售一部：(010) 68326294
销售二部：(010) 88379649
读者购书热线：(010) 88379203

网络服务
策划编辑：(010) 88379733
教材网：http://www.cmpedu.com
机工官网：http://www.cmpbook.com
机工官博：http://weibo.com/cmp1952

封面无防伪标均为盗版

前　　言

淬硬钢是典型的耐磨和难加工材料，淬硬钢工件的粗加工是在淬火前进行的，淬火后再进行磨削精加工。但磨削加工效率低、砂轮及磨削液消耗量大、成本高且切削废液污染程度严重，随着 PCBN 刀具技术的发展和高性能加工机床系统的应用，硬态切削作为淬硬钢最终精加工方法已经成为了现实。淬硬钢的以车代磨是一种有利于环境保护的清洁生产工艺和绿色制造技术，与传统的磨削加工工艺相比，淬硬钢切削加工具有较高的加工柔性和加工效率，可以避免污染和节省能源，还能够获得与磨削相当甚至超过磨削的加工表面质量。目前，对于硬态切削加工还有许多特殊的切削规律需要探索。

本书针对 PCBN 刀具精密车削加工淬硬钢这一研究课题，着重进行了以下几方面的研究：淬硬钢高速精密切削加工切屑形成特征研究、多参数的精密硬态车削过程稳定性极限预测及切削振动分析、精密硬态切削加工表面塑性侧流研究和精密硬态切削的多元非线性回归模型与综合优化。

本书的主要内容是作者在哈尔滨理工大学读博期间在导师刘献礼教授精心指导下完成的，字里行间都倾注了导师的关怀与心血。刘献礼教授严谨的治学态度，精深的学术造诣，巨细入微、求实的工作作风和光明磊落的胸怀使我深受教益和熏陶。严复钢高级工程师、李玉甫高级实验师，文东辉、王宇、陈涛，王义文、岳彩旭、翟元盛、胡景姝、何耿煌、姬生圆、赵兴法、赵忠阳、王艳鑫、丁云鹏、马晶等同志做了大量前期工作，佳木斯大学王玉烁、孔令国作了部分后续补充工作，在这里向他们致以衷心的感谢和崇高的敬意。

本书得到了国家自然科学基金项目（51175227）、黑龙江省高校青年学术骨干支持计划项目（1252G057）的资助。由于时间仓促，作者学识水平及实验条件有限，书中疏漏之处难免，敬请专家、读者不吝批评指正。

陈光军

2014 年 8 月

目　　录

前言
第 1 章　绪论 ………………………………………… 1
1.1　引言 ………………………………………… 1
1.2　淬硬钢精密车削的优点 ………………………………………… 2
1.3　硬态切削机理的国内外研究现状 ………………………………………… 3
1.3.1　锯齿形切屑形成机理 ………………………………………… 4
1.3.2　硬态切削表面完整性的研究 ………………………………………… 5
1.3.3　切削过程有限元模拟技术国内外研究现状 ………………………………………… 8
1.4　车削加工稳定性极限预测的研究现状 ………………………………………… 9
第 2 章　高速切削技术和硬态切削技术概述 ………………………………………… 13
2.1　高速切削技术 ………………………………………… 13
2.1.1　概念 ………………………………………… 13
2.1.2　理论基础及特点 ………………………………………… 16
2.1.3　高速切削加工的结构体系 ………………………………………… 19
2.1.4　相关技术及其发展现状 ………………………………………… 19
2.2　硬态切削技术 ………………………………………… 34
2.2.1　硬态切削的概念 ………………………………………… 34
2.2.2　硬态切削技术的特点 ………………………………………… 35
2.2.3　高速硬态切削对刀具的要求 ………………………………………… 36
2.2.4　硬态车削的应用与展望 ………………………………………… 40
第 3 章　机床颤振的基本理论 ………………………………………… 41
3.1　自激振动的基本概念及特点 ………………………………………… 42
3.1.1　相平面、平衡点、极限环及其稳定性 ………………………………………… 42
3.1.2　自激振动的特点 ………………………………………… 45
3.2　速度反馈引起的切削颤振 ………………………………………… 47
3.2.1　切削过程中的速度反馈机理 ………………………………………… 48
3.2.2　速度反馈所形成的负阻尼 ………………………………………… 49
3.2.3　自激振动的能量机理 ………………………………………… 50
3.2.4　能量平衡与振幅稳定性 ………………………………………… 52

3.2.5 颤振的阈限 …… 53
3.3 位移延时反馈引起的切削颤振 …… 54
3.3.1 位移反馈、负刚度与静态不稳定性 …… 54
3.3.2 位移的延时反馈 …… 58
3.3.3 金属切削过程中的再生颤振 …… 60
3.4 模态耦合引起的切削颤振 …… 68
3.4.1 模态耦合与模态耦合系统的稳定性 …… 68
3.4.2 金属切削中的模态耦合自激振动 …… 71
第4章 淬硬钢高速精密切削加工切屑形成特征研究 …… 76
4.1 淬硬钢 GCr15 切屑形成的切削实验条件 …… 77
4.2 精密切削淬硬钢 GCr15 的锯齿形切屑微观观察 …… 77
4.2.1 锯齿形切屑齿顶端面微观形貌 …… 77
4.2.2 锯齿形切屑底端面微观形貌 …… 77
4.2.3 锯齿形切屑横断面微观观察 …… 78
4.2.4 锯齿形切屑断裂面微观形貌 …… 79
4.3 淬硬钢精密切削过程绝热剪切行为的有限元模拟与分析 …… 80
4.3.1 淬硬钢精密切削过程二维有限元模型的建立 …… 80
4.3.2 锯齿形切屑形成过程的有限元模拟结果 …… 82
4.4 锯齿形切屑形成过程模型 …… 86
4.5 精密切削淬硬钢 GCr15 的切屑形态研究 …… 86
4.5.1 不同切削速度对切屑形态的影响 …… 87
4.5.2 不同背吃刀量对切屑形态的影响 …… 89
4.5.3 不同进给量对切屑形态的影响 …… 91
4.5.4 带状切屑向锯齿形切屑转变的界限 …… 92
第5章 硬态切削加工系统稳定性极限预测 …… 94
5.1 再生型淬硬钢精密切削系统动力学分析 …… 94
5.1.1 淬硬钢的再生型圆弧刃精密切削颤振系统动力学模型 …… 94
5.1.2 再生型圆弧刃精密切削系统动力学模型的建立 …… 96
5.1.3 淬硬钢精密切削系统稳定性极限分析 …… 96
5.2 稳定性极限的数值仿真方法与动力学参数影响分析 …… 99
5.2.1 硬态切削系统稳定性极限的数值仿真方法 …… 99
5.2.2 切削系统动力学参数对稳定性极限的影响 …… 100
5.3 淬硬钢精密切削系统动力学参数的测量 …… 102
5.3.1 系统阻尼比的测量 …… 103

5.3.2 刚度系数 k 的测量 …… 104
5.3.3 系统固有频率的测量 …… 105
5.3.4 切削刚度系数 k_c 的识别 …… 106
5.3.5 方向系数 u 的识别 …… 112
5.3.6 淬硬钢精密切削的稳定性极限预测结果 …… 113
5.4 淬硬钢精密切削的稳定性极限预测条件 …… 113
5.4.1 不同刀尖圆弧半径的三维稳定性极限预测 …… 113
5.4.2 不同进给量的三维稳定性极限预测 …… 115
5.5 多参数的稳定性极限预测结果分析 …… 116
5.5.1 硬态切削加工中的稳定性极限预测结果影响因素分析 …… 116
5.5.2 振动抑制措施的讨论 …… 117
第 6 章 稳定性极限预测的实验考证及切削振动分析 …… 118
6.1 淬硬钢精密切削稳定性研究实验切削条件 …… 118
6.2 稳定性极限预测的单切削参数法实验考证 …… 119
6.2.1 单切削参数法实验验证参数选择 …… 119
6.2.2 稳定性极限预测的单切削参数法实验考证结果 …… 120
6.2.3 非颤振状态与切削颤振的加工表面形貌 …… 120
6.3 稳定性极限预测的变背吃刀量法实验考证 …… 121
6.3.1 变背吃刀量法实验原理 …… 121
6.3.2 稳定性极限预测的背吃刀量法实验考证结果 …… 122
6.3.3 变背吃刀量法非颤振向切削颤振状态转变的加工表面形貌 …… 123
6.4 切削振动信号及其谱阵分析 …… 124
6.4.1 空载状态到切削稳定状态过渡过程的刀具振动信号特征 …… 124
6.4.2 平稳切削状态与切削颤振状态的切削振动信号特征 …… 126
6.4.3 动态切削力与振动信号的相关特性分析 …… 128
第 7 章 精密硬态切削加工表面粗糙度与塑性侧流研究 …… 130
7.1 淬硬钢切削加工表面塑性侧流的形成机理研究 …… 130
7.1.1 淬硬钢切削加工表面塑性侧流三维有限元仿真 …… 130
7.1.2 表面塑性侧流形成过程模型与形成机理 …… 134
7.2 加工表面塑性侧流程度评判标准的建立 …… 134
7.3 淬硬钢切削加工表面侧流数学模型 …… 135
7.3.1 塑性侧流凸峰高度数学模型的建立 …… 135
7.3.2 圆弧刃与直线刃组合的车削表面残留高度几何数学模型建立 …… 137

7.3.3 考虑塑性侧流影响的切削加工表面粗糙度数学模型建立 ……… 138
7.3.4 塑性侧流凸峰高度及其影响下的表面粗糙度数学模型的讨论 …… 138
7.4 表面塑性侧流与表面粗糙度的硬态切削实验研究 …… 138
7.4.1 实验条件 …… 138
7.4.2 刀尖圆弧半径对表面塑性侧流的影响 …… 139
7.4.3 进给量对表面塑性侧流的影响 …… 141
7.4.4 精密硬态切削加工表面粗糙度的正交实验优化 …… 143
第 8 章 精密硬态切削的多元非线性回归模型与综合优化 …… 146
8.1 精密硬态切削过程的多目标优化实验设计 …… 146
8.2 精密硬态切削过程的多元非线性回归综合模型 …… 147
8.2.1 表面粗糙度建模 …… 147
8.2.2 刀具切削行程建模 …… 148
8.2.3 刀具径向振动建模 …… 150
8.4 精密硬态切削过程的多目标优化 …… 151
8.5 优化结果的实验验证 …… 152
参考文献 …… 153

第1章　绪　　论

1.1　引言

淬硬钢是典型的耐磨和难加工材料，这类工件经淬火处理后硬度高达50～65HRC。由于其具有较高的机械强度和抗疲劳磨损能力，因而被广泛应用于轴承、汽车、模具等工业领域。一般情况下，淬硬钢工件的粗加工是在淬火前进行的，在淬火后再进行磨削精加工。但磨削加工效率低、砂轮及磨削液消耗量大、成本高且切削废液污染程度严重。随着PCBN刀具技术的发展和高性能加工机床系统的应用，把硬态切削作为淬硬钢最终精加工方法已经成为了现实。淬硬钢的以车代磨是一种有利于环境保护的清洁生产工艺和绿色制造技术，与传统的磨削加工工艺相比，淬硬钢切削加工具有较高的加工柔性和加工效率，可以避免污染和节省能源，还能获得与磨削相当甚至超过磨削的加工表面质量[1]。20世纪80年代中期以来，国内外相继开始研究加工效率高、加工柔性好、能耗低、污染小的“以车代磨”加工工艺[2]。

硬态切削加工还有许多特殊的切削规律需要探索，尤其是切削过程稳定性控制和加工表面塑性侧流等方面的理论还缺乏系统的研究工作。

一方面，硬态车削加工工件硬度较高，且采用负倒棱圆弧刃的刀具，使得切削过程的径向切削力大于主切削力，这些因素会造成硬态车削过程容易产生切削振动。切削过程中的振动导致的不稳定切削（切削加工过程出现的强烈振动）对生产效率、加工质量、加工环境、成本以及机床和刀具寿命的影响比普通切削大得多，主要表现在：①对加工质量的影响，刀具相对于工件加工表面的振动会使加工表面产生振痕，降低工件的表面质量和精度，将严重影响被加工零件的使用性能；②对生产效率的影响，有时不得不降低切削用量来避免切削过程中颤振的发生，使

得生产效率得不到应有的提高；③对加工环境的影响，切削过程中发生的高频振动，有时还会伴随产生一种刺耳的尖叫声，造成噪声污染，危害操作者的身心健康；④对机床和刀具寿命的影响，刀具相对于工件振动时，切削截面、切削角度、切削力等均将随之发生周期性的变化，工艺系统的各个组成环节将承受动态载荷的作用，加重刀具磨损，甚至产生崩刃，对人身安全产生威胁，机床连接特性会受到破坏，严重时甚至使切削加工无法继续进行。因此，对精密硬态切削过程的振动产生与抑制的研究是成功实施硬态切削技术的关键问题之一。

另一方面，作为精加工方法，某些条件的硬态切削加工表面依然存在较严重的塑性侧流，会影响加工表面的完整性和其使用性能，并会大大增大表面粗糙度值。国内外学者对硬态切削加工表面的完整性研究大多集中在表面残余应力状态控制、表面白层的成因等方面，对塑性侧流生成规律与抑制措施的研究将丰富硬态切削理论，并将成为推进硬态切削技术应用的重要内容和关键问题之一。

本书将以上述问题为重点，介绍高速条件下的精密硬态切削研究。

1.2 淬硬钢精密车削的优点

与传统的硬材料的磨削加工相比，用车削方式完成淬硬钢精加工即最终加工具有以下优点：

1. 加工质量好

切除相同体积所消耗的能量仅为磨削的20%，因此产生的切削热较少，加工表面不易引起烧伤和微小裂纹，易于保持工件表面性能的完整性，如图1-1所示，可以获得和磨削相当的加工表面粗糙度值和尺寸精度，而在白层和表面残余应力分布等方面比磨削更有优势。

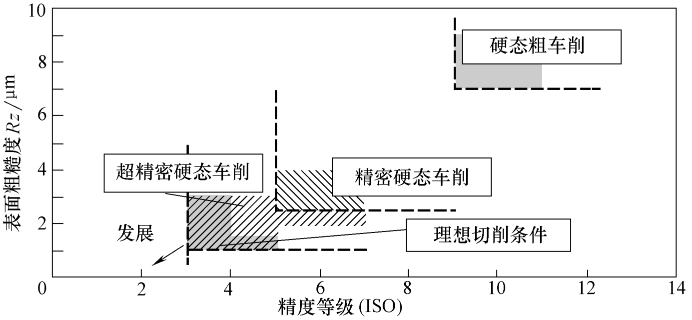


图1-1 硬态切削表面粗糙度和精度等级

2. 洁净，绿色

切削加工中的环保问题日益严峻，磨削加工产生的废液和废弃物越来越难以处理和清除，而且对人体有害，而硬态切削无须加切削液，意义重大。

3. 加工效率高，经济效益好

切削效率高、加工时间短；设备投资费用小（车磨投资是磨床的 1/3 ~1/2，而且占地面积小，其他辅助系统的费用也低)，可降低加工成本。

4. 可提高加工柔性

一次装夹可完成多表面的加工，突破了砂轮磨削的限制，通过改变切削刃及走刀方式可以加工出几何形状各异的工件。

1.3　硬态切削机理的国内外研究现状

根据参考文献［3］的研究成果，工件硬度 50HRC 是硬切削的硬度界限，大于这个硬度时，会产生金属软化效应，而且切削温度的变化具有独特的规律，并由此导致切削力、已加工表面残余应力分布和白层的产生情况发生变化。硬态切削机理有别于一般的金属切削理论。

从 20 世纪 70 年代起，学者们就开始对硬材料的切屑形成机理进行研究，到 20 世纪 80 年代初期，学者们提出硬态切削概念并开始进行相关机理的研究。20 世纪 90 年代以后，美国、日本等国家，以及欧洲的学者都相继开展对 PCBN 刀具硬态切削机理的研究，我国学者随后也开展了对硬态切削机理的研究工作。国内外的代表人物见表 1-1。

表 1-1　硬态切削机理国内外研究的学者代表人物

国家	代表人
美国	美国普渡大学工业工程学院 M. M. BARASH 教授[4] 和 C. R. LIU 教授[5]、美国 OKLAHOMA 大学工程学院 Y. MATSUMOTO 教授[6,7]、美国国家工艺和标准研究院 M. A. DAVIS 教授[8]、Y. K. CHOU 博士[9]
德国	HANNOVER 大学生产工程和机床研究所 H. K. TÖNSHOFF 教授[10] 和 ACHEN 工业大学 W. KÖNIG 教授[11]
加拿大	MCMASTER 大学机械工程系的 M. A. ELBESTAWI 教授[12]
法国	GÉRARD POULACHON 博士[13]
英国	DE BEERS 工业金刚石公司技术经理 M. A. FLEMING[14]、伯明翰大学机械工程与制造学院 DAVID K. ASPINWALL 教授[15]、M. C. SHAW 教授[16]
巴西	ABRÃO MENDES 博士[15]
日本	鸿野雄一郎[17]、喜田义宏[18]、新谷一博[19]、大谷敏昭[20]
中国	哈尔滨工业大学袁哲俊教授[21,22] 和韩荣第教授[23]，大连理工大学张弘弢教授[24]、王敏杰教授[25] 等，哈尔滨理工大学刘献礼教授[26,27]，北京航空航天大学陈五一教授[28]，郑州新亚超硬材料有限公司江晓乐[29]，广西大学吴湘宁[30] 等

国内外的学者在此方面的研究主要为刀具磨损、切削力、金属软化效应、冷却润滑技术和表面完整性方面，对切屑形成机理、已加工表面质量和切削过程优化等方面的研究才刚刚起步，而对表面侧流现象则少有研究，对硬车削过程稳定性的研究未见报道。

1.3.1 锯齿形切屑形成机理

目前，锯齿形切屑的形成机理在学术界并无统一的观点，主要有两大理论体系：绝热剪切理论和周期性断裂理论。

1. 绝热剪切理论

Komanduri 等是锯齿形切屑形成绝热剪切理论的最早提出者。他认为，锯齿形切屑形成过程可分为两个阶段，突变性剪切断裂是第一阶段，在这个阶段，发生绝热剪切失稳而导致了沿剪切面剪切断裂；材料隆起形成切屑是第二阶段，在这个阶段，在刀具的作用下，被切材料受力并产生少量塑性变形而隆起，最后形成切屑片段[31,32]。Davies 等人认为，切削速度增大达到一定的临界值，破坏了动平衡状态，发生绝热剪切而形成锯齿形切屑[33,34]。T. J. Burns 对淬硬钢的切屑形态进行了研究，他认为随着切削速度的增加，切屑会由连续切屑向锯齿形切屑转变，低速时产生带状切屑，高速时产生锯齿切屑，随着切削速度的变化，锯齿形切屑形态的变化比较有规律[35]。Hou 认为第一变形区的温度软化和应变强化作用下产生热塑性剪切失稳是锯齿形切屑生成的原因[36]。Barry J 和 Byrne G 研究了淬硬钢 BS817M40 车削时锯齿形切屑的形成机理，其研究结果支持绝热剪切理论，并指出绝热剪切带起始于刀尖处，一直延伸到工件自由表面，如图 1-2 所示[37]。

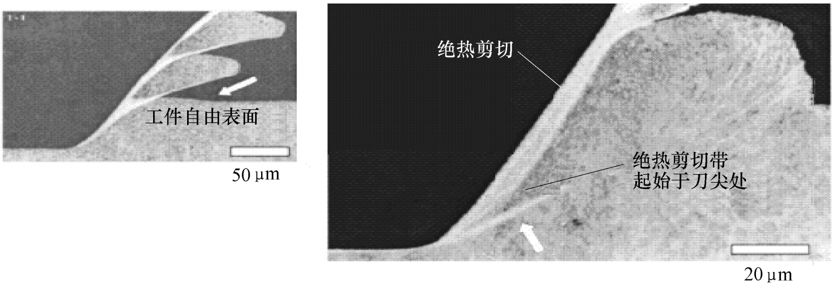


图 1-2　通过快速落刀实验得到绝热剪切带

大连理工大学的王敏杰教授和段春争博士等人研究了硬态切削中锯

齿形切屑形成过程的绝热剪切行为，在经历了马氏体相变、碳化物析出及动态再结晶过程后形成了绝热剪切带[38-40]。哈尔滨理工大学的刘献礼教授和大连理工大学的文东辉博士对淬硬轴承钢 GCr15 进行了切削试验研究，指出生成锯齿形切屑的临界硬度为 50HRC[3,41]。广东工业大学的王成勇教授和秦哲博士建立了锯齿形切屑形成的几何模型，指出锯齿形切屑的变形程度决定了淬硬钢加工的难易程度，并对锯齿形切屑的变形规律进行了探讨[42]。南京航空航天大学的何宁教授对高强度钢正交切削的绝热剪切行为进行了相关的实验研究[43]。

2. 周期性断裂理论

Shaw 和 Vyas 提出了周期性断裂理论，认为切屑从工件自由表面向切削刃扩展的周期性整体断裂是锯齿状切屑的形成原因[44,45]。Poulachon G 等实验研究了车削淬硬钢 100Cr6 时锯齿形切屑形成的机理，结论支持锯齿形切屑形成的周期性断裂理论，把整个锯齿形切屑形成的过程分为了 4 个阶段，如图 1-3 所示[46]。Konig 等对车削淬硬钢时锯齿形切屑形成机理进行了研究，研究结论支持锯齿形切屑形成的周期性断裂理论[47]。

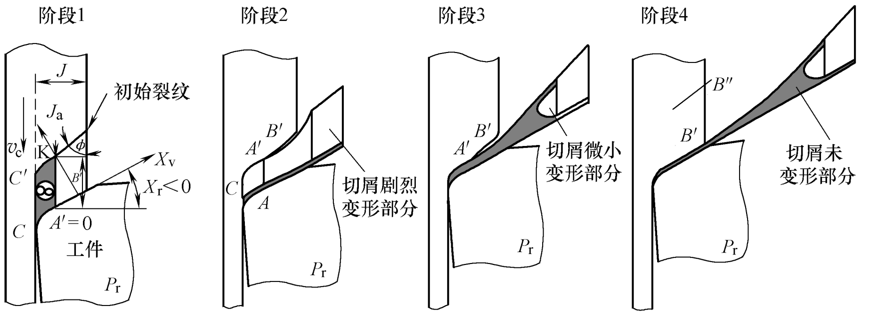


图 1-3　锯齿形切屑形成的不同阶段

1.3.2　硬态切削表面完整性的研究

目前国内外学者对硬态切削表面完整性的研究主要集中在切削表面粗糙度、残余应力的分布、白层的组织形态等方面。

1.3.2.1　硬态切削表面粗糙度的研究

Thiele 等人用 PCBN 刀具对 AISI52100 钢进行硬态切削实验，研究了各切削参数和刀具参数对表面粗糙度的影响。研究结果表明，在所有参数中刀尖圆弧半径对加工表面粗糙度的影响是最显著的，刀具刀尖圆弧

半径大，则表面粗糙度值小[48]。W. Grzesik 建立表面粗糙度方程，他采用的是最小切削厚度方法[49]。Singh 等人对影响硬态切削表面粗糙度的因素进行了研究。研究结果表明，进给率、刀尖圆弧半径和切削速度对表面粗糙度的影响显著，影响程度依次减弱。对表面粗糙度影响较小的是刀具前角[50]。Z. Khan. B. Praad、C. F. Cheung、Jiuinn-long 都对表面粗糙度进行了研究，Z. Khan. B. Praad 采用模拟退火的方法[51]，C. F. Cheung 采用多尺度分析方法[52]，Jiuinn-long 采用 FFT 变化模拟的方法[53]。O. B. Abouelatta 对影响表面粗糙度的因素进行了研究，研究表明，刀具几何参数、进给量和刀具-工件间振动是影响表面粗糙度的主要因素[54]。P. V. S. Surech 采用遗传算法优化的方法，建立了加工曲面表面粗糙度的数学模型[55]。P. G. Benardos 对表面粗糙度进行了预测方法的综述，进行了深入的相关理论研究，并进行了切削试验，结合试验数据进行了基于人工神经网络方法的优化[56]。

在国内，许多学者也进行了相关表面粗糙度研究工作。李丽伟博士[57]对加工表面粗糙度的影响因素进行了分析，用小波分析方法及 Wavelet-ARMA 模型预测建立了加工表面粗糙度预测模型。李成贵运用分形几何的理论研究表面粗糙度[58]。王洪祥建立了超精密加工表面粗糙度预测模型，在此模型中考虑了机床振动的影响[59]。张玉周等运用切削试验的方法对 45 淬硬钢加工表面粗糙度进行了研究，并运用回归分析的方法，建立了表面粗糙度预测模型[60]。广东工业大学王成勇、秦哲考虑振动因素的影响，对淬硬模具钢铣削表面粗糙度进行了研究[42]。刘献礼教授和陈涛博士结合切削试验，对影响表面粗糙度的因素进行了研究，运用 RSM 法建立了硬态切削表面粗糙度预测模型，并通过试验验证了模型的准确性[61,62]。

国内外学者基于试验方法或解析的方法对硬态切削表面粗糙度进行了理论建模，在解析理论建模方法中，有针对刀尖为直线刃切削和圆弧刃切削的理论建模，但圆弧刃和直线刃组合表面粗糙度解析建模方法少见研究。

1.3.2.2 硬态切削残余应力的研究

Dahlman 的研究表明，硬态切削加工表面的残余压应力要更深，其表层残余应力深度是相同去除体积磨削加工的 2 倍以上[63]。Liu M 和 Barbacki 等人对影响硬态切削表面残余应力分布的因素进行了研究，指出随着进给量的增加，硬态切削表面会形成拉应力，并使得压应力深度增加，

而切削深度对残余应力的影响并不显著[64,65]。Hua 等人的研究表明，具有倒棱刃口的 PCBN 刀具导圆半径在 0.02 ~ 0.05mm 时，轴承钢的硬态切削表面有比较好的残余应力分布[66]。Thiele 等人研究了刀具及切削参数对残余应力的影响规律，发现增大切削速度及加剧后面磨损，会使加工表面压应力减小并易生成拉应力，前角、刀尖圆弧半径的增大可增大压应力的深度和振幅[67]。Umbrello 通过切削参数和刀具几何参数的优化来控制残余应力状态[68]。上海交通大学陈明教授的研究结果表明，在一定范围内，随着刀具前角增大，工件表面产生残余拉应力的值先增大后减小[69]。参考文献［70］在残余应力预测控制和整体薄壁件加工变形控制方面也取得了一定进展。

1.3.2.3　硬态切削白层的研究

硬态切削表面会生成硬度高、耐蚀性好，但脆性高的白层。目前对其形成机理主要有两种观点：一种观点认为相变是白层的成因，白层是切削过程快速加热和骤然冷却所产生的细晶粒；第二种观点认为白层是由塑性变形而得到的非常规型细晶粒[71]。

Ramesh 等认为硬态切削轴承钢表面白层的成因在不同切削速度下是不同的，在低速切削时，加工表面剧烈塑性变形使晶粒细化而生成白层组织；在高速切削时，加工表面层在高温和应力的作用下产生相变而生成白层[72]。Kishawy 和 Chou 等研究了刀具磨损情况对白层深度的影响，研究表明后面磨损量加大会增大白层厚度[73,74]。Poulachon 等对不同材料的淬硬钢切削表面白层进行了研究，认为工件材料组织结构的精细程度将影响白层的生成难度[75]。Barry 研究了淬硬钢加工表面白层的微观结构，通过透射电子显微镜观察到白层微观结构和绝热剪切带的结构相似，认为白层形成和绝热剪切过程有关[76]。Abrao 观察了轴承钢 AISI52100 硬态切削表面和亚表面的组织形态，发现其微观组织由未回火层（白）和过回火层（黑）组成[77,78]。

张弘弢教授等采用正交试验法分析了 PCBN 刀具硬态切削轴承钢 GCr15 时切削参数等因素对白层的影响规律[79,80]。徐进的研究表明，切削用量加大以及工件材料硬度增加，会使白层厚度增大，加工过程中切削区的降温手段可以成为抑制白层生成的方法[81]。文东辉等进行的微观观察表明，硬态切削表面组织是由白层、过渡层和基体材料组成，如图 1-4 所示[82,83]，并指出白层中存在马氏体、奥氏体和碳化物等组织形态，

白层的高硬度是由于超细颗粒和大位错密度导致的，控制后面磨损量可达到控制白层厚度的目的。

1.3.2.4　硬态切削加工表面塑性侧流的研究

切削过程中，一部分被切削材料相对于刀具作侧向的塑性流动，简称为塑性侧流。塑性侧流将对工件表面粗糙度、加工表面完整性及其使用性能产生较大影响。而国内外学者对硬态切削加工表面塑性侧流的研究极少。刘献礼教授和文东辉博士在 2002 年提出，某些条件下硬切削表面存在较重的塑性侧流现象，并讨论了后面磨损对表面塑性侧流的作用结果，指出当后面磨损量超过 0.2mm 时，会发生严重塑性流动[83,84]。此研究首次提出了硬态切削的塑性侧流问题，该研究具有重要意义，但他们只对侧流进行了定性的研究，没有深入阐述侧流的形成机理，还需要进行硬态切削加工表面塑性侧流量化的研究和侧流对加工表面质量影响的深入研究。

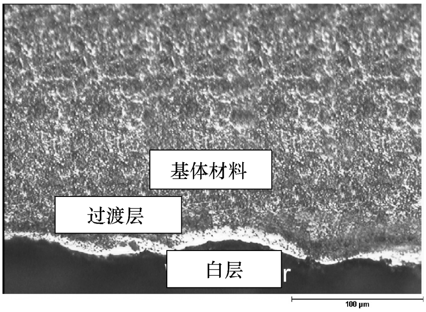


图 1-4　PCBN 刀具硬态切削过程中轴承钢表面微观结构

1.3.3　切削过程有限元模拟技术国内外研究现状

有限元仿真技术在 20 世纪 70 年代被引入到切削加工领域，用来模拟切削过程。1973 年，美国的 Klamecki 最先应用有限元技术对金属切削加工中切屑形成机理进行了系统的研究[85]。Shi 和 Guo 运用 Zener-Hollorn 方程材料模型对切削淬硬钢过程进行了仿真，对切削力、切削热以及所生成的锯齿形切屑、白层进行了预测[86,87]。Ng 和 Umbrello 等运用 John-Cook 模型建立了切削过程有限元模型，模拟结果与实验结果具有较好的一致性[88,89]。Flice 等和 Ŏzel 等运用不同切屑摩擦模型进行切削过程的有限元仿真，预测得到切削温度具有较大差异，基于实验验证，应力多项式摩擦模型的预测温度和预测结果相对更准确，而不同切屑摩擦模型得到的切削力和刀屑接触长度变化不大[90,91,92]。Liu C R 在有限元模拟方面也做了大量的研究工作[93]。

南京航空航天大学何宁对高速切削钛合金切屑形成过程进行了有限

元模拟，揭示了钛合金锯齿状切屑的形成机理[94,95]。湘潭大学的彭锐涛建立了预应力硬态切削 42CrMo 的正交切削热力耦合有限元模型，得出了不同的预应力对加工表面残余应力的影响关系，并进行了相关的试验验证[96]。广东工业大学王成勇教授和唐德文博士结合实验研究对淬硬钢切削加工中切屑形成过程，应力、应变分布以及温度梯度分布情况进行了有限元仿真[97]。南昌大学的闫洪对淬硬钢精车过程中切屑形成规律及流动应力模型进行了热力学耦合的有限元模拟，并考证了切削过程中的工艺参数与工件性能和刀具的影响[98]。刘献礼教授和王宇博士针对高速精密硬态切削过程，进行有限元仿真，经试验验证，该仿真具有良好的精度[99]。

国内外学者对材料流动应力本构模型、刀-屑接触摩擦模型及热力耦合作用下硬态切削加工应力、应变场和温度场、切削力、刀具磨损、加工表面残余应力有限元模拟等方面进行了大量的研究工作，但从目前的研究结果来看，因研究条件与切削加工条件的不同，使得实验结果和仿真结果也各不同，都具有一定的适用范围，存在着局限性，试验数据和研究结果不能相互支持和共享。

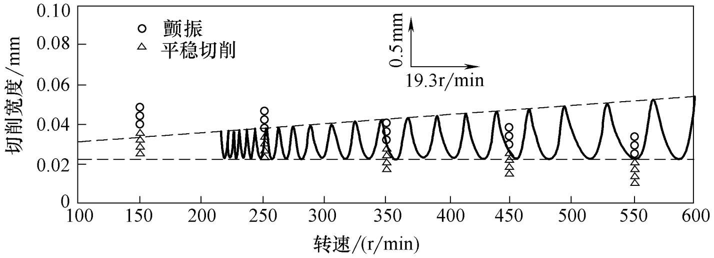
1.4　车削加工稳定性极限预测的研究现状

切削颤振的预测控制是应用数值仿真模拟的方法预测切削系统的稳定性极限，并据此选用切削参数，使切削过程始终都能在稳定区进行。

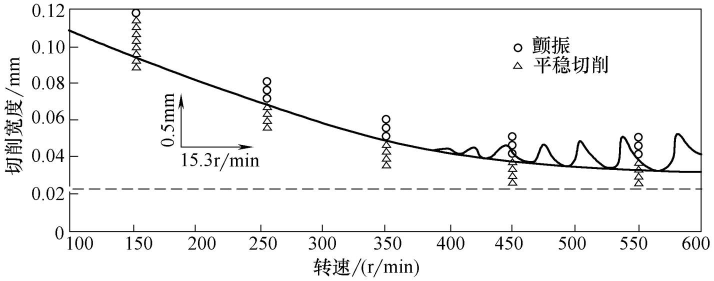
近年来，国内外学者在车削颤振预测方面进行了许多的研究工作，美国费城 Temple 大学 Richard Y. Chiou 等人考虑刀具磨损的影响，对细长轴上车槽的切削稳定性极限进行了研究[100]。图 1-5 是极限切削宽度预测结果与试验考证结果的对比数据，试验结果与预测结果大致相符。

美国宾夕法尼亚州立大学的 Eric-R. Marsh 等人构建了车削系统动力学模型，对切削系统进行了稳定性极限预测，并进行了试验验证，如图 1-6 所示。Eric-R. Marsh 等人的研究工作不足的是，稳定性极限预测与试验考证的参数不同，二者完全不对应。

美国普渡大学的 Bason 等人采用了图 1-7 所示的框架式刀架座结构的试验装置，将刀具系统作为主振系统，根据筋板的变化改变振动系统的刚性，建立了车削系统的动力学模型，进行了系统的稳定性分析，然后对切削系统的稳定性极限进行了预测，采用表面粗糙度 Ra 作为评判参数



a) 无刀具磨损



b) 刀具后面磨损量0.05m

图 1-5　Richard Y. Chiou 等人的稳定性极限预测结果和试验考证结果

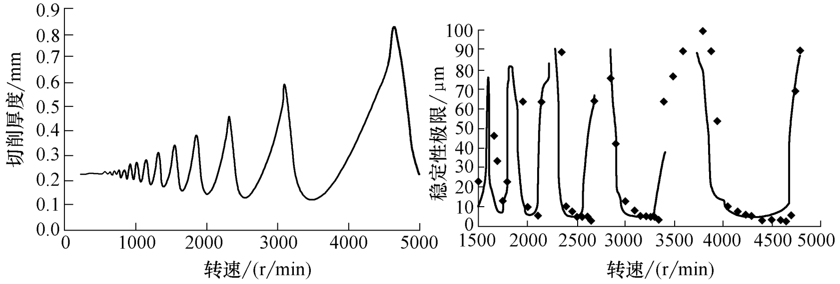


图 1-6　Eric-R. Marsh 等人稳定性极限预测结果与试验考证数据

进行了试验考证，如图 1-8 所示[101]。

Bason 等人设计的主振系统有自己的特点，但振动判别标准选择表面粗糙度 Ra 不妥当，且没给出 Ra 的判别门限，切削发生颤振时工件表面产生很大的振纹应属于波纹度轮廓，用 Ra 描述并不恰当。

美国的 M. A. Davies 等人针对断续切削过程，进行了稳定性极限预测方面的研究工作，如图 1-9 所示。研究结果与连续切削（$\rho=1.0$）相比，表面断续切削（$\rho=0.05$）的更容易达到稳定状态，如图 1-10 所示[102,103]，但 M. A. Davies 等人并没有进行切削试验考证。

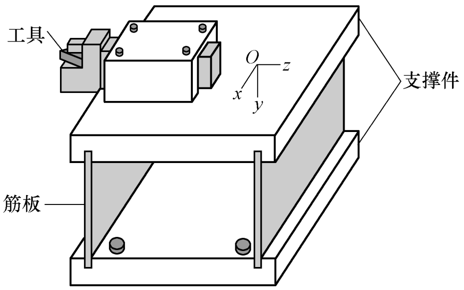


图 1-7　Bason 等人采用的主振系统

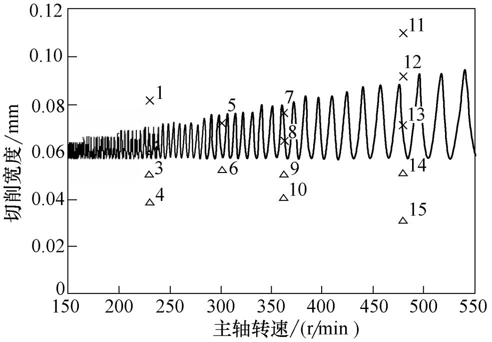


图 1-8　Bason 等人的稳定性极限考证图

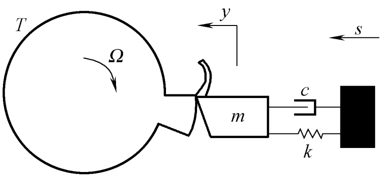


图 1-9　断续切削加工图

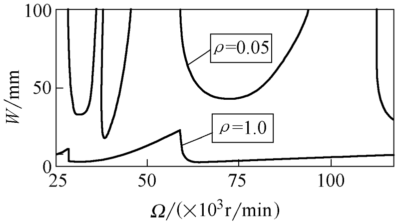


图 1-10　M. A. Davies 等人的稳定性极限预测

国内学者在这方面也取得了可喜成果，南京理工大学的方子良针对单自由度系统和多自由度系统给出了确定切削过程无条件稳定阈值的一般步骤与方法[104]。但是，对于切削系统动力学参数的变化、切削参数及刀具参数的变化对稳定性极限预测值的影响他没有考虑，也没有进行切削实验的验证。

吉林大学的于骏一教授和王晓军博士对车削加工系统的稳定性极限进行了预测，对切削系统动力学参数进行了识别，并分析了切削系统动力学参数对系统稳定性的影响，并进行了切削实验考证[105]。但是，他没有考虑刀具参数及进给量对切削系统稳定性的影响。

郑州大学的冯静等人建立了车削细长轴的非线形振动动力学模型，应用 MATLAB 进行了数值仿真，对影响系统运动状态的因素进行分析，指出转速是影响系统运动状态的重要因素[106]。但他没进行切削实验考证工作。

中州大学的贺书乾[107]，山东建筑大学的马海龙等[108]，江苏大学的吴卫国、王贵成等[109]、山东大学的汤爱君[110,111]和孙珊珊[112]，南京航空

航天大学的梁睿君[113]和宋宜德[114]也在此方面进行了研究工作。

国内外学者对车削颤振预测方面的研究成果，极大地丰富了切削加工理论，并已经对车削加工起到了指导的作用。但是，这些研究成果大多只是在主轴转速和背吃刀量方面做文章，而切削过程的另一重要参数进给量及刀具的几何参数对切削过程的稳定性也一定会产生影响，考虑进给量和刀具几何参数影响的多参数硬态车削稳定性极限预测的研究则少见报道。

第 2 章　高速切削技术和硬态切削技术概述

2.1　高速切削技术

2.1.1　概念

2.1.1.1　高速加工技术的产生与发展

泰勒（Frederick W. Taylor）是最早研究金属切削理论的学者之一，他在一个世纪以前，提出了著名的泰勒公式，并由此而赢得了“金属切削奠基人”的美誉。

20 世纪上半叶，一些研究者发现，随着切削速度的提高，刀具磨损加快，振动和刀具破损容易发生。但当切削速度大幅度提高后，又可以进行正常的切削。因此，对泰勒公式提出了质疑。

在机械加工中，切削温度是一个重要的制约参数，1924 年至 1931 年，德国切削物理学家萨洛蒙（Carl. J. Salomon）进行了一系列的高速切削试验，于 1931 年正式提出了高速切削的理论并申请了专利。萨洛蒙指出，在常规的切削速度范围内（图 2-1 中 *A* 区），切削温度随切削速度的增大而升高，但当切削速度增大到某一数值 v_c之后，切削速度再增加，切削温度反而降低。v_c值与工件材料的种类有关；对每种工件材料，存在一个速度范围，在这个速度范围内（图 2-1 中 *B* 区），由于切削温度太高，任何刀具都无法承受，切削加工不可能进行，这个速度范围称为“死谷”（Dead Valley）。受当时试验条件的限制，这一理论未能完全被试验验证，但是他的思想给后来的研究者一个非常重要的启示：如能越过这个“死谷”而在高速区（图 2-1 中 *C* 区）进行加工，则有可能用现有刀具进行高速切削。萨洛蒙高速切削理论的最大贡献在于，创造性地预言了超越泰勒切削方程式的非切削工作区域的存在，由此而被后人誉为

"高速切削之父"。

此外，T. Vonkarman 和 P. Ouwez 于1950 年提出了"塑性波临界冲击速度"（Critical Impact Speed of Plastic Wave）假说。他们预测在切削速度增大到接近或超过被切削材料的塑性变形应力波速度时（估计钢铁材料的塑性变形应力波传播速度为515m/s），材料破坏机制可能出现根本性变化，即或许不再产生塑性变形而直接脆性破坏，这样就会使得在普通速度下难以切削的金属材料在高速下变得异常容易。很明显，这是一个在当时条件下比萨洛蒙的临界切削速度高许多的关于材料切削性能的更为大胆的预言。

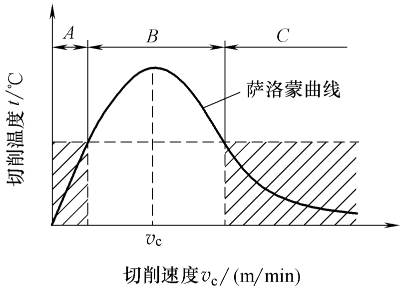


图 2-1　高速切削概念示意图

20 世纪 50 年代，美国工程师 Robert L. Vaughan 领导的研究小组使用了具有极高切削速度的独特方法——"弹道切削"，即将刀具装在加农炮里从滑台上射向工件或将工件当做子弹射向固定的刀具，并用高速摄影机拍下弹道切削的全过程。Vaughan 的研究指出，随着切削速度的提高，塑性材料的切屑形态将从带状、片状向碎屑状不断演变；单位切削力初期呈上升趋势，然后急剧下降；在高速条件下，刀具磨损比普通速度下减小 95%，且几乎不受切削速度的影响。Vaughan 由此推论，对于常用的金属材料，其理论切除效率可提高 50 ~ 1000 倍。20 世纪 70 年代美国海军和空军先后与 Lockheed 飞机制造公司合作进行了一系列高速铣削试验来研究论证生产条件下进行高速加工的可能性，并指出，高速铣削可以大大缩短工件的加工过程，大幅度提高生产效率。另外，由于铣削力减小了约 70%，从而成功地实现了厚度 0.33mm 薄筒件的铣削。1979 年，美国的"先进加工研究计划"的研究成果表明，随着切削速度的提高，刀具磨损主要取决于刀具材料的导热性；铝合金的最佳切削速度范围在1500 ~ 4500m/min。

日本约在 20 世纪 60 年代开始了对高速切削机制的研究，田中义信利用来复枪改制的高速切削装置，实现了高达 200 ~ 700m/s 的高速切削，对主切削力和加工表面的变形层性能进行了研究，并指出高速下切屑的形成完全是剪切作用的结果，随着切削速度的提高，剪切角急剧增大，

工件材料的变质层厚度与普通速度下相比降低了 50% 。Y. Tanaka 研究发现，在高速切削时，切削热的绝大部分被切屑带走，工件基本保持冷态。贵志浩三用 1200m/s 的高速（这可能是实验室获得的最高切削速度）进行了切削试验，并指出，当切削速度超过材料的塑性波速度时，加工表面层残余应力及塑性区深度可分别减少 90% ~95% 和 85% ~90% 。

在德国，高速切削得到了国家技术研究部的鼎力支持。以 Damstadt 工业大学的生产工程与机床研究所为首的多家公司参加的两项联合研究计划，全面系统地研究了高速切削机床、刀具、控制系统等相关工艺技术，分别对各种工件材料（钢、铸铁、特殊合金、铝合金、铜合金和纤维增强塑料等）的高速切削性能进行了大量试验，取得了国际公认的高水平研究成果，并在德国工厂广泛应用。

进入 20 世纪 90 年代以后，各工业发达国家陆续加大了对高速加工技术研究的投入，特别是随着高速机床和刀具技术的进步，高速切削技术正逐步地走向工业应用阶段。目前，据统计，在美国和日本，大约有 30% 的公司已经使用高速加工；在德国，这个比例高于 40% 。在飞机制造业中，高速切削已经普遍用于零件的加工。

我国早在 20 世纪 50 年代就开始研究高速切削，但由于各种条件限制，进展缓慢。近 10 年来成果显著，至今仍有多所大学、研究所开展了高速加工技术及设备的研究。

2. 1. 1. 2　高速加工技术的内涵

高速加工技术是指采用超硬材料刀具和磨具，利用能可靠地实现高速运动的高精度、高自动化和高柔性的制造设备，以提高切削速度来达到提高材料切除率、加工精度和加工质量的先进加工技术。其显著标志是使被加工塑性金属材料在切除过程中的剪切滑移速度达到或超过某一阈值，开始趋向最佳切除条件，使得切除被加工材料所消耗的能量、切削力、工件表面温度、刀具和磨具磨损、加工表面质量等明显优于传统切削速度下的指标，而加工效率则大大高于传统切削速度下的加工效率。

目前，世界各国尚未统一对高速切削速度范围的认识，但通常把切削速度比常规高出 5 ~10 倍以上的切削加工称为高速切削。德国 Damstadt 工业大学的研究给出了七种材料的高速加工的速度范围：铝合金 2000 ~7500m/min，铜合金 900 ~2000m/min，铸铁 800 ~3000m/min，钢 600 ~3000m/min，超耐热镍基合金 80 ~500m/min，钛合金 150 ~1000m/min，

纤维增强塑料 2000～9000m/min。此外，高速加工的切削速度也可按工艺方法划分，分别是车削 700～7000m/min，铣削 300～6000m/min，钻削 200～1100m/min，磨削 150m/s 以上。

目前高速加工已可覆盖大多数工程材料，可加工各种表面形状的零件，可由毛坯一次加工成成品，并实现精密甚至超精密加工。高速磨削可实现小的磨粒切削厚度，使陶瓷等硬脆材料不再以脆性断裂形式产生切屑，而是以塑性变形形式产生切屑，使磨削表面质量提高。镍基合金、钛合金等难加工材料也会在高应变率的作用下而改善其切削加工性能，从而得到高的加工质量。国外有学者认为，如果把数控技术看成是现代制造技术的第一个里程碑，那么，高速加工技术就是现代制造技术的第二个里程碑；高速加工技术与精密及超精密加工、高能束加工和自动化加工共同构成了当今四大先进加工技术。

2.1.2 理论基础及特点

2.1.2.1 高速切削机理的研究

美国科学家罗伯特·金和麦克唐纳研究发现，切削温度随切削速度增加而逐渐上升，但切削力呈下降趋势。为了解释这一现象，切削机理的研究集中在切屑成形理论、金属断裂、突变滑移、绝热剪切以及各种材料的切屑成形方面。

切屑断裂发生在加工过程中不稳定（延展材料随着塑性变形而发生应变硬化，传统速度切削时，塑性剪切应变限制在材料的部分弱剪切区，在这个区里，应变硬化强化了材料，而且应变区在材料上扩散，使切削力增加。但如果切削速度足够快，使应变硬化来不及发生，变形只发生在小范围内，会使切削力小于传统速度的切削力）的初始阶段，导致初始剪切区金属的热软化和应变硬化。剪力集中带的形成是由于这些材料的导热性能差而引起的剪切带热能量的集中。

在快速塑变过程中，局部发热产生温度梯度，最大的温度出现在发热最大的点。如果被切削材料应变强化速率下降，会导致切削点局部温度升高，当下降速率等于或大于应变硬化材料的速率时，金属将继续保持局部变形而不扩散。这个不稳定过程导致突变条件产生，称为绝热滑移。

在加工软钢的切削速度接近 390m/min 时，可以看到明显的突变剪切

发生。在这个速度下，明显的剪切使材料强化开始下降。在临界速度附近，滑移平面紧密结合在一起。随着速度升高，分离加快，完全突变滑移发生在变形区域之间的距离达到形状最大时。突变滑移就是以这种方式减少了材料的强化。当各变形区相隔得更宽时，强化过程进一步降低，而平均应力下降。

沃汉提到，随着切削温度的提高，达到绝热条件后，使热能量限制在特定的滑移区。因为特定滑移区的软化，发生附加滑移，最终得到完全剪切。研究结果表明，剪切区有一个原来固体材料的量，当切削速度提高后，在剪切区会产生一个很小的熔化区，从而导致固体材料量的减少，剪切区分解成平行于剪切平面的极小厚度的平面。因而，可得出结论：根据剪切层能量平衡方程的解，说明绝热过程可能发生，并产生非常薄的传递层。

罗伯特·金博士的研究小组在总结了很多科学家对高速切削机理的研究结果的基础上，进一步发展了突变滑移和绝热剪切理论，为高速切削条件下切削力下降的现象做出了理论解释：由于高速切削过程比普通切削过程快得多，发生突变滑移和绝热剪切，使切削区的应变硬化来不及发生，因而切削力在高速下反而下降。

切削力学理论分析表明，切削时切削力与工件的剪切强度、切削面积、刀具前角、后面与工件的摩擦系数以及剪切角有关，而剪切强度和摩擦系数直接受切削温度，也即受切削速度的影响，剪切角则与切削速度相关。因此，切削速度直接影响切削力的大小。在高速切削范围内，随着切削速度增加，切削温度升高，摩擦系数减小，剪切角增大，切削力降低。切削时产生的热量主要流入刀具、工件和被切屑带走。随着切削速度的提高，切屑带走的热量增加。因此，高速切削范围内，随着切削速度提高，切削温度开始升高很快，但当切削速度达到一定高值后，因切屑带走的热量随切屑深度提高而增加，切削温度上升缓慢，直至很少有变化。

高速切削时，刀具的损坏形式主要是磨损和破损。磨损的机理主要是黏结磨损和化学磨损（氧化、扩散、溶解）。金刚石、立方氮化硼和陶瓷刀具高速断续切削高硬材料时，常发生崩刃、剥落和碎断形式的破损。高速切削时，对以磨损为主损坏的刀具可以按磨钝标准，根据刀具磨损寿命与切削用量和切削条件之间的关系确定刀具磨损寿命。对于以破损

为主损坏的刀具，则按刀具破损寿命分布规律，确定刀具破损寿命与切削用量和切削条件之间的关系。例如对钛及钛合金的切削加工，目前选用的刀具材料以 YG（K）类硬质合金为主，精细 TiN 涂层硬质合金刀具、PCD 刀具高速切削加工钛及钛合金的加工效果远好于普通硬质合金；天然金刚石刀具的加工效果更好，但其应用受加工成本制约。加工钛合金，还广泛应用车铣复合加工。车铣复合加工改善了刀具散热条件，降低了切削温度并减少了刀具磨损，从而可在较高的速度下切削加工钛及钛合金。

2.1.2.2　高速加工技术的特点

与常规切削加工相比，高速切削加工在提高生产率、降低生产成本、减少热变形和切削力以及实现高精度、高质量加工等方面具有明显的优势。其优越性主要体现在以下几个方面。

1）随着切削速度的大幅度提高，进给速度也相应提高 5 ~ 10 倍，这样单位时间材料切除率可提高 3 ~ 6 倍，因而零件加工时间可缩减到原来的 1/3。同时，非切削的空行程时间也大幅度减少，从而提高了加工效率和设备利用率，缩短了生产周期。

2）在高速切削速度范围内，由于高速切削采用极浅的切削厚度和窄的切削宽度，随着切削速度的提高，切削力平均可降低 30% 以上，这对于加工刚性较差的零件（如细长轴、薄壁件）来说，可减少加工变形，提高零件加工精度。同时，单位功率材料切除率的提高，有利于延长刀具使用寿命。

3）由于切屑以很高的速度被排出，带走大量的热量，且速度越高带走的热量越多，可达 90% 以上。因此，传给工件的热量大幅度减少，有利于减少工件的热变形和内应力，提高工件的加工精度。

4）高速切削不仅可以极大地减小切削力，削弱激振源，而且高转速使得切削系统的工作频率远远偏离了机床的低阶固有频率，使加工过程平稳，有利于提高加工表面质量。

5）高速切削可加工硬度高达 45 ~ 65HRC 的淬硬钢铁件，因此对淬硬后的模具等复杂零件，可直接铣成，省去后续的传统放电加工或磨削加工。这就是所谓的“一次过”技术。图 2-2 为某模具制造中采用常规加工与高速切削加工的工序比较。

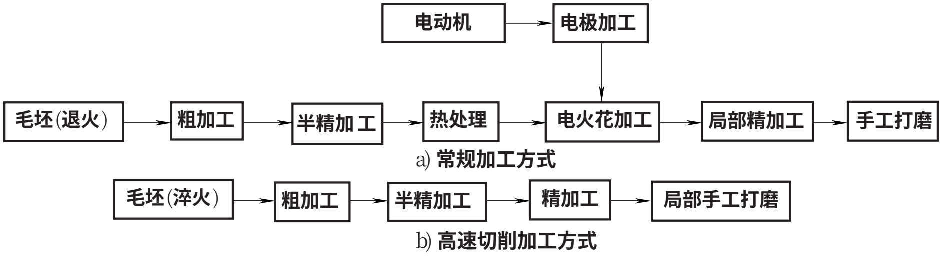


图 2-2　某模具制造中常规加工与高速切削加工的工序比较

2.1.3　高速切削加工的结构体系

高速切削加工技术是在机床结构及材料、高速主轴系统、快速进给系统、高性能 CNC 系统、机床设计制造技术、高性能刀夹系统、高性能刀具材料及刀具设计制造技术、高效高精度测试技术、高速切削加工理论、高速切削加工工艺等诸多相关的硬件与软件技术均得到充分发展的基础上综合而成的。因此，高速切削加工技术是一个复杂的系统工程，是诸多单元技术集成的一项综合技术，主要包括高速切削加工理论、机床、刀具、工件、加工工艺及切削过程监控与测试等诸多方面，已形成了高速切削加工技术的研究与开发体系，如图 2-3 所示。其中切削加工基础理论主要是研究分析高速切削加工可行性、切削过程中的变形、切削力、切削温度、刀具磨损、破损与刀具寿命、切削过程的稳定性、加工表面质量等的特征及其与机床、刀具、工件和装夹与切削参数等诸多因素之间的关系。高速切削加工综合技术中，高速主轴系统、快速进给系统、CNC 系统、高速切削刀具材料、刀具结构和刀柄系统以及高速切削加工安全防护与监控技术等为其最重要的关键技术。它对高速切削加工技术的发展和应用，起着决定性的作用。

2.1.4　相关技术及其发展现状

2.1.4.1　高速切削的机床技术

1. 高速切削的主轴系统

在高速运转的条件下，传统的齿轮变速和带传动方式已不能适应要求，代之以宽调速交流变频电动机来实现数控机床主轴的变速，从而使

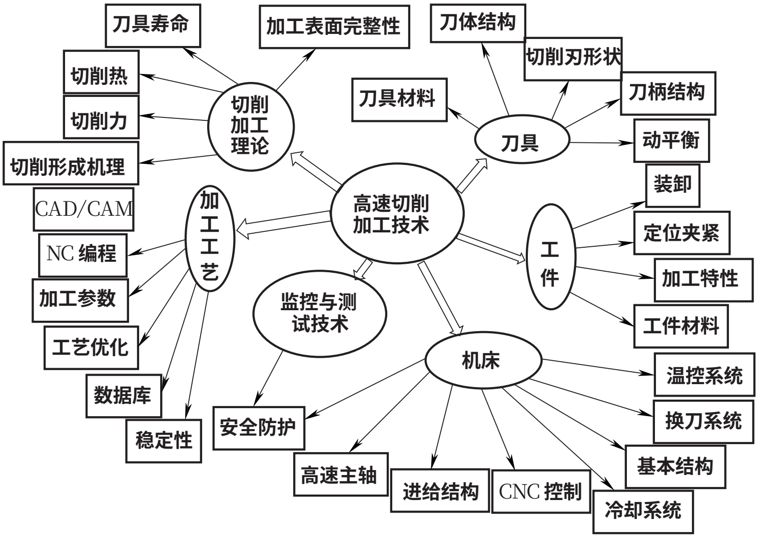


图 2-3　高速切削加工技术的研究体系

机床主传动的机械结构大为简化，形成一种新型的功能部件——主轴单元。在高速数控机床中，几乎无一例外地采用了主轴电动机与主轴合二为一的结构形式，即采用无外壳电动机，将其空心转子直接套装在机床主轴上，带有冷却套的定子则安装在主轴单元的壳体内，形成内装式电动机主轴（Build-in Motor Spindle），简称“电主轴”（Electro-spindle）。图 2-4 所示为电主轴的典型结构。这样，电动机的转子就是机床的主轴，机床主轴单元的壳体就是电动机座，从而实现了变频电动机与机床主轴的一体化。由于它取消了从主电动机到机床主轴之间的一切中间传动环节，把主传动链的长度缩短为零。这种新型的驱动与传动方式称为“零传动”。

主轴单元是高速加工机床最关键的基础部件。高速主轴单元的设计，是实现高速加工最关键的技术之一。

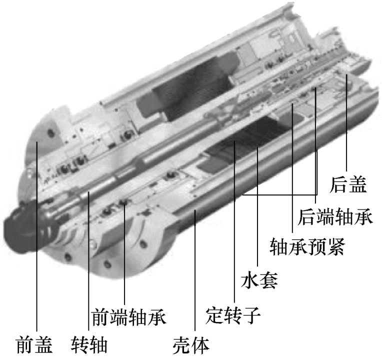


图 2-4　电主轴的典型结构

从目前发展现状来看，现代的电主轴是一种智能型功能部件，可以进行系列化、专业化生产。主轴单元形成独立的单元而成为功能部件，可方便地配置到多种加工设备上，而且越来越多地采

用电主轴类型。大功率高速主轴单元的基本方案是采用集成内装式电主轴，主轴支撑考虑功能和经济性的要求，采用陶瓷混合球轴承或静压轴承是较好的可选方案，高速磁悬浮轴承已得到各制造商和研究机构的重视，正在开展研究。小功率高速主轴单元可以采用高精度的滚动轴承、液体动静压轴承或气体动静压轴承。主轴轴承润滑对主轴转速的提高起着重要的作用，高速主轴一般采用油空气润滑或喷油润滑。低速主轴轴承的主要设计参数是工作载荷，而高速主轴轴承的主要设计参数是转速，描述转速的特征值用 $K = dn$（d 为轴承平均直径，n 为每分钟转速）表示。

国外中等规格加工中心的主轴转速现已普遍达到 10000r/min，甚至更高。美国福特汽车公司推出的 HVM800 卧式加工中心主轴单元采用液体动静压轴承，最高转速为 15000r/min。瑞士米克朗公司作为铣削行业的先锋企业，一直致力于高速加工机床的研制开发，先后推出了主轴转速 42000r/min 和 60000r/min 的高速铣削加工中心。

2. 高速切削机床的进给系统

高速切削进给系统是高速加工机床的重要组成部分，是评价高速机床性能的重要指标之一，不仅对提高生产率有重要意义，而且也是维持高速切削中刀具正常工作的必要条件。高速切削在提高主轴速度的同时必须提高进给速度，并且要求进给运动能在瞬时达到高速和瞬时准停等，否则，不但无法发挥高速切削的优势，而且会使刀具处于恶劣的工作条件下，还会因为进给系统的跟踪误差影响加工精度。在复杂曲面的高速切削中，当进给速度增加 1 倍时，加速度增加 4 倍才能保证轮廓的加工精度要求。这就要求高速切削机床的进给系统不仅要能达到很高的进给速度，而且还要求进给系统具有大的加速度和高的定位精度。

传统机床采用旋转电动机带动滚珠丝杠的进给方案，由于其工作台的惯性以及受螺母丝杠本身结构的限制，进给速度和加速度一般比较小。目前，快速进给速度很难超过 60m/min，工作进给速度通常低于 40m/min，最高加速度很难突破 1g。要获得更高的进给加速度，只有采用直线电动机直接驱动的形式。

直线电动机驱动系统如图 2-5 所示。目前，国内外机床专家和许多机床厂家普遍认为直线电动机直接驱动是新一代机床的基本传动形式。直线电动机直接驱动的优点如下：

1）控制特性好、增益大、滞动小，在高速运动中保持较高的位移精度。

2）高运动速度，因为是直接驱动，最大进给速度可高达 100 ~ 180m/min。

3）高加速度，由于结构简单、质量轻，可实现的最大加速度高达（2 ~ 10）g。

4）无限运动长度。

5）定位精度和跟踪精度高，以光栅尺为定位测量元件，采用闭环反馈控制系统，工作台的定位精度高达 0.01 ~ 0.1μm。

6）起动推力大（可达 12kN）。

7）由于无传动环节，因而无摩擦、无往返程空隙，且运动平稳。

8）有较大的静、动态刚度。

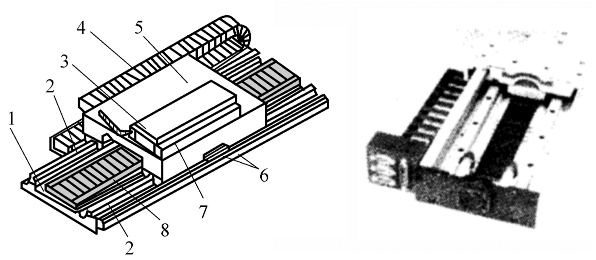


图 2-5　直线电动机驱动系统

1—定子冷却板　2—滚动导轨　3—动子冷却板　4—输电线路
5—工作台　6—位置检测系统　7—动子部分　8—定子部分

直线电动机直接驱动的缺点如下：

1）由于电磁铁热效应对机床结构有较大的热影响，需附设冷却系统。

2）存在电磁场干扰，需设置挡切屑防护。

3）有较大功率损失。

4）缺少力转换环节，需增加工作台制动锁紧机构。

5）由于磁性吸力作用，造成装配困难。

6）系统价格较高。

3. 高速 CNC 系统

高速加工中心要求 CNC 系统具有快速数据处理能力和高的功能化特

性，以保证在高速切削时（特别是 4 ~ 5 轴坐标联动加工复杂曲面时）仍具有良好的加工性能。高速加工中心须选择传输速度快、CPU 运算速度快、预读单节及 NURBS（非线性 B 样条）功能等适当的 CNC 控制器，才能发挥高速切削加工的效能。OPEN 架构及 PC-Based 也是发展的一个新潮流。结合 PC 在通信及网络上的发展，建立参数资料库系统、CAD/CAM 整合模拟系统及标准亿电控模组，也是未来发展的新趋势。

高速 CNC 系统的数据处理能力有两个重要指标：一是单个程序段处理时间，为了适应高速，要求单个程序段处理时间要短，为此需使用 32 位 CPU 和 64 位 CPU，并采用多处理器；二是插补精度，为了确保高速下的插补精度，要有前馈和大数目超前程序段处理功能，此外还可采用 NURBS 插补、回冲加速、平滑插补、钟形加减速等轮廓控制技术。高速 CNC 系统的功能特征包括加减预插补、前馈控制、精确向量补偿和最佳拐角减速度。

4. 高速切削加工中的测试技术

高速切削加工是在密封的机床工作区间里进行的，在加工过程中，操作人员很难直接进行观察、操作和控制，因此机床本身有必要对加工情况、刀具的磨损状态等进行监控，实时地对加工过程在线监测，这样才能保证产品质量，提高加工效率，延长刀具使用寿命，确保人员和设备的安全。

高速加工的测试技术包括传感技术、信号分析和处理等技术。近年来，在线测试技术在高速机床中使用得越来越多。现在已经在机床上使用的有主轴发热情况测试、滚珠丝杠发热测试、刀具磨损状态测试、工件加工状态监测等。测量传感器有热传感器、测试刀具的声发射传感器、工件加工可视监视器等。

智能技术已经应用于测试信号的分析和处理。例如，神经网络技术被应用于刀具磨损状态的识别。

2.1.4.2　高速切削的刀具技术

1. 高速切削加工对刀具材料的要求

由于高速切削加工的切削速度是常规切削的 5 ~ 10 倍，对刀具材料以及刀具结构、几何参数等都提出了新的要求。刀具材料的选择对加工效率、加工质量以及成本和刀具的寿命等有着重要的影响。因此，高速切削加工除了要求刀具材料具备普通刀具材料的一些基本性能之外，还对

刀具材料提出更高的要求。其主要包括以下几方面。

（1）高的硬度和耐磨性　高速切削加工刀具材料的硬度必须高于普通加工刀具材料的硬度，一般在60HRC以上。刀具材料的硬度越高，其耐磨性越好。

（2）高的强度和韧性　刀具材料要有很高的强度和韧性，以便承受切削力、振动和冲击，防止刀具脆性断裂。

（3）良好的热稳定性和热硬性　刀具材料要有很好的耐热性，要能承受高温，具备良好的抗氧化能力。

（4）良好的高温力学性能　刀具材料要有高温强度、高温硬度和高温韧性。

（5）较小的化学亲和力　刀具材料与工件材料的化学亲和力要较小。

但是现有刀具材料很难同时满足上述要求，存在刀具材料与加工对象合理匹配问题。目前，正在使用的高速切削刀具材料有钛基硬质合金、聚晶金刚石（PCD）、压层硬质合金、立方氮化硼（CBN）、陶瓷等。刀具结构的主要设计内容是刀体与刃区的设计。刀体材料的选择应取决于材料抗拉强度与密度的比值和应用的转速范围，为减轻铣刀体所承受的离心力的作用，应该选择密度小、强度高的材料。钛合金不宜用于制造刀体，结构钢很适合做刀体的材料。

2. 高速切削加工刀具材料的种类

要实现高速切削，刀具材料是关键。目前，国内外用于高速切削的刀具主要有聚晶立方氮化硼（PCBN）刀具、涂层刀具、聚晶金刚石刀具、陶瓷刀具和TiC（N）基硬质合金刀具等。它们各有特性，适应不同的工件材料和不同的切削速度范围。

（1）聚晶立方氮化硼刀具　立方氮化硼（CBN）具有超硬特性、高热稳定性和高化学稳定性，广泛用于黑色金属的切削加工。表2-1为CBN的物理力学性能。但受CBN制造技术的限制，使PCBN得到了很快发展。PCBN刀具特别适合加工铸铁、耐热合金和硬度超过45HRC的淬硬钢，如发动机箱体、齿轮、轴、轴承等汽车零部件。PCBN刀具适合于干切削，可以用2000m/min以上的速度高速加工灰铸铁。PCBN刀具在高速硬态切削方面的应用也比较广泛，尤其是精加工汽车发动机零部件，如硬度60～65HRC的齿轮、轴、轴承。PCBN的性能受其中的CBN含量、CBN粒径和结合剂的影响。CBN含量越高，PCBN的硬度和耐磨性就越

高。低 CBN 含量（w(CBN)＝50%～65%）的 PCBN 刀具主要用于精加工零件（45～65HRC），而高 CBN 含量（w(CBN)＝80%～90%）的 PCBN 刀具主要用来高速粗加工、半精加工镍铬铸铁，断续加工淬硬钢、硬质合金、金属陶瓷、重合金等。选择合适 CBN 含量的 PCBN 刀具可以在 500～1500m/min 高速下加工铸铁，在 100～400m/min 下加工 45～65HRC 的淬硬钢，在 100～200m/min 下加工耐热合金。

表 2-1　CBN 的物理力学性能

硬度 /GPa	抗弯强度 /MPa	抗压强度 /MPa	弹性模量 /GPa	热导率/[W/(m·K)]	热稳定温度 /℃	热膨胀系数 /($10^{-6}K^{-1}$)
45～90	300～1200	800～1500	720	40～80	1300～1500	2.1～5.6

（2）涂层刀具　高速切削对刀具材料的性能要求比较高。在高温下，既要有高的硬度和抗磨损性能，又要有高的强度和韧性。而涂层刀具是解决这一矛盾的最佳方案之一。涂层刀具是在具有高强度和韧性的基体材料上涂上一层耐高温、耐磨损的材料。目前，80% 以上都是涂层刀具。广泛应用的是在硬质合金和高速钢刀体上涂覆不同的氮化物、氧化物和硼化物等。其中最常见的三种涂层材料是氮化钛（TiN）、氮碳化钛（TiCN）、氮铝化钛（TiAlN）。涂层刀具随涂层物质不同，其性能也有差别。氮化钛涂层可增加表面硬度和耐磨性，降低摩擦系数，减少积屑瘤的产生，延长刀具寿命。氮化钛涂层刀具适合加工低合金钢和不锈钢。氮碳化钛涂层表面为灰色，硬度比氮化钛涂层要高，耐磨性更好。与氮化钛涂层相比，氮碳化钛涂层刀具能在更大的进给速度及切削速度下加工，工件材料去除率更高。氮铝化钛涂层呈现灰色或黑色，主要涂在硬质合金基体表面，切削温度达 800℃时仍能进行加工，氮铝化钛涂层刀具适合加工淬硬钢、钛合金、镍合金，还有铸铁和高硅铝合金等。

最新研制的硬涂层氮化碳涂层（CNX），有良好的高温稳定性，适合高速切削。纳米涂层具有很高的高温硬度、强度和韧性。据报道，目前已开发出 400 层的 TiAlN-TiAlN/ Al_2O_3 纳米涂层刀具。

软涂层刀具（如 MoS_2、WS_2 涂层的高速钢刀具）主要用于加工高强度铝合金、钛合金或贵重金属等。

涂层工艺有化学气相沉积法（CVD 法）和物理气相沉积法（PVD 法）。PVD 法主要用于高速钢刀具，CVD 法和 PVD 法均可用于硬质合金刀具涂层。PVD 法的硬质合金刀具有较好抗破损性能，适于断续切削，

但耐磨不如 CVD 法的硬质合金刀具。

（3）金刚石刀具　金刚石刀具分为天然金刚石和人造金刚石刀具。天然金刚石刀具有自然界物质中最高的硬度和热导率，能够刃磨出非常锋利的切削刃，但价格昂贵，加工、焊接都非常困难。其主要应用在超精密加工领域，如微型机械的微型零件、原子核反应堆及其他高技术领域的各种反射镜、导弹或火箭中的导航陀螺、计算机硬盘芯片等。

20 世纪 70 年代制造出金刚石基的切削刀具，即聚晶金刚石刀具，它具有很高的硬度（8000～12000HV）和导热性、低的热膨胀系数、高的弹性模量和较低的摩擦系数，切削刃非常锋利。聚晶金刚石刀具可加工各种有色金属和极耐磨的高性能非金属材料，如铝、铜及其合金，纤维增塑材料，金属基复合材料，木材，复合材料等。

单晶金刚石是利用超高压装置，在 5～6GPa、1400～1600℃的温度下人工合成的。单晶金刚石质量均匀稳定、形状整齐、尺寸良好。它具有所有物质中最高的热导率，及与天然金刚石同等以上的强度，主要应用于木材加工业，如加工表面有氧化铝涂层的高耐磨层状木地板。

目前，正在研究和开发化学气相沉积金刚石。CVD 金刚石可制成 CVD 薄膜和 CVD 厚膜。化学气相沉积金刚石涂层刀具适合于高速加工铝及其他有色金属，如铜、铜合金，还可以用来加工石墨制品，复合材料如玻璃纤维增强塑料、酚醛树脂等。

CVD 金刚石薄膜涂层刀具可以应用于复杂形状的刀具，如带断屑槽的刀片、整体立铣刀等。CVD 金刚石厚膜涂层刀具常用来高速切削过共晶铝合金。表 2-2 为金刚石材料的物理力学性能。

表 2-2　金刚石的物理力学性能

硬度/GPa	抗弯强度/MPa	抗压强度/MPa	弹性模量/GPa	热导率/[W/(m·K)]	热稳定温度/℃	热膨胀系数/($10^{-6}K^{-1}$)
60～100	210～490	1500～2500	900	1460	700～800	0.9～1.2

（4）TiC（N）基硬质合金刀具　TiC（N）基硬质合金的主要成分是 TiC（碳化钛）、TiN（氮化钛）和 TiCN（氮碳化钛），其性能介于陶瓷和硬质合金之间。TiC（N）基硬质合金具有高温强度和高温硬度，其导热性、抗氧化性和抗热振性能都有提高，与钢的亲和力小，摩擦系数也小，抗月牙洼磨损和抗黏结能力强。现在已发展成独立系列的刀具材料，适于在 200～400m/min 的高速下切削一般钢和合金钢，也可用于铸铁的精

加工。

（5）陶瓷刀具　国际上现已发展的陶瓷刀具主要是氧化铝基（Al_2O_3）和氮化硅基（Si_3N_4）两大系列。陶瓷刀具具有很高的硬度、耐磨性能及良好的高温性能，与金属的亲和力小，并且化学稳定性好。因此，陶瓷刀具可以加工传统刀具难以加工的高硬材料，实现以车代磨。氧化铝基陶瓷刀具在高速切削钢时，具有比氮化硅基陶瓷刀具更优越的切削性能，而氮化硅基陶瓷刀具适于加工铸铁。目前，国内外广泛使用的，以及正在开发的陶瓷刀具材料基本上都是根据图 2-6 所示的组合，采取不同的增韧补强机制来进行显微结构设计的。其中，氧化铝基的陶瓷刀具有 20 多个品种，约占陶瓷总量的 2/3；氮化硅基陶瓷刀具有 10 多个品种。

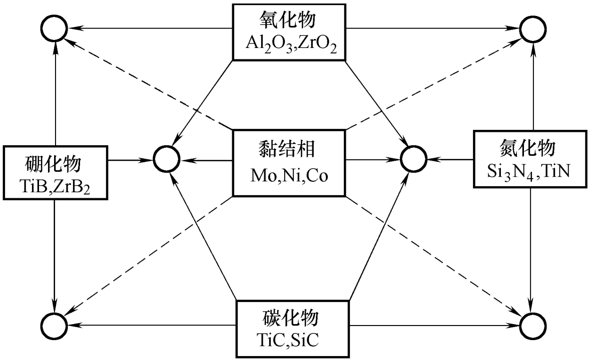


图 2-6　陶瓷刀具材料的种类及其可能的组合

现代陶瓷刀具材料大多数为复合陶瓷，Sialon 陶瓷刀具是用氮化铝、氧化铝和氮化硅的混合物在高温下进行热压烧结而得到的材料。Sialon 陶瓷刀具材料具有很高的强度和韧性，已成功应用于铸铁、镍基合金、硅铝合金等难加工材料的加工，是高速粗加工铸铁和镍基合金的理想刀具材料。

3. 高速切削加工刀具材料的选用原则

近年来，刀具材料的不断更新和发展，有利地推动了高速切削加工的广泛应用。随着科学技术的发展，各种轻质强韧材料、新型航空航天材料、核能材料、复合材料、生物材料、功能材料、纳米材料、稀土材料、新型金属或非金属材料的应用日益广泛。每一品种的刀具材料都有

其特定的加工范围，只能适应一定的工件材料和切削速度范围。不同的刀具或同种刀具加工不同的工件材料时，刀具寿命往往会存在很大的差别。所以，高速切削用刀具材料必须根据加工的工件和加工性质来合理选择，这也是成功进行高速切削加工的关键。

每一品种的刀具材料都有其最佳加工对象，即存在切削刀具与加工对象的合理匹配问题。刀具、工件两方面材料的力学、物理和化学性能必须得到合理的匹配，切削过程方能正常进行，并获得正常的刀具寿命；否则，刀具就可能会急剧磨损，刀具寿命很短。例如：硬度高的工件材料，就必须用更硬的刀具来加工；高速钢刀具硬度不够，不能用来切削淬硬钢和冷硬铸铁，硬质合金和陶瓷刀具则能胜任，CBN 刀具更佳；加工硬脆材料，不仅要求刀具有很高的硬度，还要求有高的弹性模量，否则刃部难以支撑；用硬质合金刀具加工淬硬钢及其他硬脆材料，必须采用弹性模量较高（WC 成分较多）的 K 类或 M 类牌号。

（1）切削刀具与加工对象的力学性能匹配　切削刀具与加工对象的力学性能匹配主要是指刀具与工件材料的强度、韧性、硬度等力学性能参数应相互匹配。不同力学性能的刀具（如高速钢刀具、硬质合金刀具、超硬刀具等）所适合加工的工件材料有所不同。通常，刀具材料的硬度必须高于工件材料的硬度，刀具硬度一般要求在 60HRC 以上。高硬度的工件材料必须用更高硬度的刀具来加工，如立方氮化硼和陶瓷刀具能胜任淬硬钢（45 ~ 65HRC）、轴承钢（60 ~ 62HRC）、高速钢（ > 62HRC）、工具钢（57 ~ 60HRC）和冷硬铸铁等材料的精车加工，并可实现以车代磨。

此外，刀具材料的硬度越高，其耐磨性就越好。具有优良高温力学性能的刀具特别适合高速切削加工。高速切削采用的切削速度比常规切削高出几倍甚至十几倍，因此切削温度很高。为此，高速切削时要求刀具材料不仅要有良好的室温力学性能，还应具有优异的高温力学性能，且其高温力学性能比室温力学性能更为重要。尽管陶瓷刀具的室温强度较低，但当温度升高时，其抗弯强度降低很少。如切削温度达 1000℃ 左右时，其抗弯强度值仅比室温时略低。陶瓷刀具优良的高温性能使其适于高速切削，其允许的切削速度比硬质合金高 2 ~ 10 倍。高温高硬度的 Sialon 陶瓷刀具也可作为高温切削刀具。硬质合金在温度高于 500℃ 时，因黏结相变软而硬度急剧下降，所以不适于用做高温切削刀具。

（2）切削刀具与加工对象的物理性能匹配　切削刀具与加工对象的物理性能匹配主要是指刀具与工件材料的熔点、弹性模量、热导率、热膨胀系数、抗热冲击性能等物理性能参数应相互匹配。具有不同物理性能的刀具（如高导热和低熔点的高速钢刀具、高熔点和低热胀的陶瓷刀具、高导热和低热胀的金刚石刀具等）所适合加工的工件材料有所不同。加工导热性差的工件时，应采用导热性较好的刀具，以使切削热可迅速传出而降低切削温度。金刚石的热导率为硬质合金的 1.5 ~ 9 倍，为铜的 2 ~ 6 倍，由于热导率及热扩散率高，切削热容易散出，故刀具切削部分温度低。金刚石的热膨胀系数比硬质合金小，约为高速钢的 1/10，因此金刚石刀具不会产生很大的热变形，这对尺寸精度要求很高的精密加工刀具来说尤为重要。立方氮化硼的导热性虽不及金刚石，但却大大高于高速钢和硬质合金。随着切削温度的提高，CBN 刀具的热导率逐渐增加，可使刀尖处切削温度降低，减少刀具的扩散磨损，并有利于高速精加工时加工精度的提高。CBN 的耐热性可达到 1400 ~ 1500℃，比金刚石的耐热性（700 ~ 800℃）几乎高 1 倍。

由于高速切削所采用的切削速度比常规切削时高几倍甚至十几倍，切削温度很高，因此高速切削刀具的失效主要取决于刀具材料的热性能（包括刀具的熔点、耐热性、抗氧化性、高温力学性能、抗热冲击性能等）。高速干切削、高速硬态切削和高速加工黑色金属的最高切削速度主要受限于刀具材料的耐热性，因此要求刀具材料的熔点高、导热性好、氧化温度高、耐热性好、抗热冲击性强。如高速加工钢、铸铁等黑色金属时，最高切削速度只能达到加工铝合金时的 1/5 ~ 1/3，其原因是切削热易使刀尖发生热破损。在高速切削低导热性及高硬度材料（如钛合金、耐热镍基合金、高硬度合金钢等）时，易形成锯齿状切屑，而高速铣削过程中则会产生厚度变化的断续切屑，它们都会导致刀具内的热应力发生高频率的周期性变化，从而加速刀具的磨损。

（3）切削刀具与加工对象的化学性能匹配　刀具的磨损是机械磨损和化学磨损综合作用的结果。机械磨损主要包括磨料磨损、黏结磨损、塑性磨损和微观断裂等。化学磨损主要是指在高温下刀具材料的组分与工件材料发生的化学反应、化学溶解以及刀具与工件间元素的扩散等。已有的研究表明，刀具切削加工时的磨损与所加工的工件材料和切削条件密切相关，在不同的切削条件下加工不同的工件材料时，占主导地位

的磨损机制有所不同。如在低速切削时，由于温度较低，其磨损机制往往表现为磨料磨损；而在高速切削时，高温引起的化学反应、氧化磨损和扩散磨损则占主导地位。由于在高温下工件材料的硬度有所下降，因而磨料磨损逐渐减小。

切削刀具与加工对象的化学性能匹配主要是指刀具与工件材料的化学亲和性、化学反应、扩散、黏结和溶解等化学性能参数应相互匹配。具有不同组分的刀具（如高速钢刀具、硬质合金刀具、超硬刀具等）所适合加工的工件材料有所不同。当刀具与工件中的元素化学亲和性强（易产生化学反应、相互粘黏或扩散）时，应设法回避。如含有 SiC 颗粒或 SiC 晶须的刀具材料在加工镍基合金时表现出优良的切削性能，但在加工钢件时刀具材料却发生急剧磨损。这是因为 C 很容易在切削高温作用下与工件材料中的 Fe 产生化学反应，其反应式为

$$4Fe + SiC \rightarrow FeSi + Fe_3C$$

Al_2O_3 陶瓷的化学惰性大于 TiC 和 WC，即使在熔化温度时，Al_2O_3 与钢也不起化学反应；其次，Al_2O_3 在 WC 中的溶解率比铁要高 4～5 倍。因此，切削加工钢件时，Al_2O_3 陶瓷刀具的扩散磨损很小。另外，Al_2O_3 陶瓷中含有铝元素，因此 Al_2O_3 陶瓷刀具在加工铝及铝合金时存在较大化学亲和力，很容易出现较大的黏结磨损和扩散磨损。Al_2O_3/TiC 和 Al_2O_3/（WC、TiC）等陶瓷刀具中均含有铝及钛元素，用这类陶瓷刀具加工钛及钛合金、铝及铝合金时也存在较大的化学亲和力，因此应避免用此类刀具加工铝、钛及其合金。

Si_3N_4 基陶瓷刀具在铸铁和镍基合金的切削加工中得到广泛应用。Si_3N_4 基陶瓷高速切削铸铁时主要发生磨料磨损，而高速切削碳素钢时主要发生化学磨损。化学磨损本身在陶瓷刀具的总磨损量中所占比例一般并不大，但化学磨损的重要作用在于它能大大加剧机械磨损，如化学溶解及扩散作用会引起陶瓷表面强度减弱，加剧刀具与工件间的黏结，从而导致严重的黏结磨损和微观断裂磨损。用 Si_3N_4 陶瓷刀具切削 45 钢时，刀具的磨损比切削灰铸铁时高得多。切削铸铁时，工件与刀具之间的 Fe、Si 等元素的相互扩散作用要比切削钢件时小得多。由于 Si_3N_4、Fe 之间存在较大化学亲和力以及 Si 和 Fe 之间的相互扩散，因此 Si_3N_4 刀具不适于高速切削纯铁和碳素钢等材料。高速切削时，产生的高温会大大加剧 Si_3N_4 与此类工件间的化学作用及元素的扩散，导致 Si_3N_4 刀具磨损的加

剧。在加工钢时，Si_3N_4 陶瓷刀具的磨损主要与刀具和工件间的化学作用有关。

金刚石刀具适合加工非金属材料、有色金属及其合金。在切削有色金属时，聚晶金刚石（PCD）刀具的寿命是硬质合金刀具的几十倍甚至几百倍。在加工含硅量较高（$w(Si)>10\%$）的铝合金时，金刚石刀具的寿命是硬质合金的 10～50 倍。金刚石的热稳定性比较差，切削温度达到 800℃时就会失去其硬度。金刚石刀具不适合加工钢铁类材料，因为金刚石与铁族元素之间有很强的化学亲和力，在高温下铁原子容易与碳原子相互作用使其转化为石墨结构，使刀具极易损坏。

立方氮化硼的硬度仅次于金刚石；具有很高的热稳定性，可承受 1200℃以上的切削温度。化学惰性大，在中性、还原性气体介质中对酸和碱具有很高的化学稳定性，与铁族元素在 1200～1300℃时也不起化学作用。研究表明，CBN 与各种材料的黏结和扩散作用比硬质合金小得多。CBN 具有很高的抗氧化能力，在 1000℃时也不会发生氧化现象。CBN 由于具有超硬特性、高热稳定性、高化学稳定性而引起广泛关注。在高速切削铸铁件时，可使用 CBN 刀具。但铸件的金相组织对 CBN 刀具的选用有一定影响，在以大于 500m/min 的切削速度加工以珠光体为主的铸件时，可使用 CBN 刀具；当铸件以铁素体为主时，由于扩散磨损的原因，不宜使用 CBN 刀具，而应采用陶瓷刀具加工。

4. 高速切削加工刀具材料的合理选用

一般而言，PCBN 刀具、陶瓷刀具、涂层刀具及金属陶瓷刀具适合钢铁等黑色金属的高速加工；而 PCD 刀具适合于对铝、镁、铜等有色金属及其合金和非金属材料的高速加工。表 2-3 列出了上述刀具材料所适合加工的一些工件材料。

表 2-3　各种刀具材料所适合加工的工件材料

工件材料 / 刀具材料	高硬钢	耐热合金	钛合金	镍基高温合金	铸铁	纯钢	高硅铝合金	FRP 复合材料
PCD	○	○	★	○	○	○	★	★
CBN	★	★	◇	★	◇	◇	Δ	Δ
陶瓷刀具	★	★	○	★	★	Δ	○	○
涂层刀具	◇	★	★	Δ	★	★	Δ	Δ
金属陶瓷刀具	Δ	○	○	○	★	Δ	○	○

注：★—优；◇—良；Δ—尚可；○—不合适。

下面就一些文献中分散、零星的刀具材料选用做一详细的总结，按

被加工材料进行分类阐述，以满足不同用户的需要。

（1）铝合金

1）铝合金。该材料在航空航天工业应用较多，适用的刀具有 K10、K20、PCD，切削速度在 2000～4000m/min，进给速度在 3～12m/min，刀具前角为 12°～18°，后角为 10°～18°，刃倾角可达 25°。

2）铸铝合金。铸铝合金根据其 Si 含量的不同，选用的刀具也不同。对 $w(\mathrm{Si})<12\%$ 的铸铝合金，可采用 K10、Si_3N_4 刀具；对 $w(\mathrm{Si})>12\%$ 时，可采用 PKD（人造金刚石）、PCD 及 CVD 金刚石涂层刀具；对于 $w(\mathrm{Si})$ 达 16%～18% 的过硅铝合金，最好采用 PCD 或 CVD 金刚石涂层刀具，其切削速度可在 1100m/min，进给量为 0.125mm/r。

（2）铸铁　对铸件，切削速度大于 350m/min 时，称为高速加工。切削速度对刀具的选用有较大影响。当切削速度低于 750m/min 时，可选用涂层硬质合金、金属陶瓷；切削速度在 510～2000m/min 时，可选用 Si_3N_4 陶瓷刀具；切削速度在 2000～4500m/min 时，可使用 CBN 刀具。

铸件的金相组织对高速切削刀具的选用有一定影响，加工以珠光体为主的铸件在切削速度大于 500m/min 时，可使用 CBN 或 Si_3N_4；当以铁素体为主时，由于扩散磨损的原因，使刀具磨损严重，不宜使用 CBN，而应采用陶瓷刀具。如黏结相为金属 Co，晶粒尺寸平均为 3μm，$w(\mathrm{CBN})$ 为 90%～95% 的 BZN6000 在 $v_c=700$m/min 时，宜加工高铁素体含量的灰铸铁；黏结相为陶瓷（$AlN+AlB_2$）、晶粒尺寸平均为 10μm、$w(\mathrm{CBN})$ 为 90%～95% 的 Amborite 刀片，在加工高珠光体含量的灰铸铁时，在切削速度小于 1100m/min 时，随着切削速度的增加，刀具寿命也增加。

（3）普通钢　切削速度对钢的表面质量有较大的影响，根据德国 Damstadt 大学 PTW 所的研究，其最佳切削速度为 500～800m/min。

目前，涂层硬质合金、金属陶瓷、非金属陶瓷、CBN 刀具均可作为高速切削钢件的刀具材料。其中，涂层硬质合金可用切削液。用 PVD 涂层方法生产的 TiN 涂层刀具其耐磨性能比用 CVD 涂层法生产的涂层刀具要好，因为前者可很好地保持刃口形状，使加工零件获得较高的精度和表面质量。

金属陶瓷刀具占日本刀具市场的 30%，以 TiC—Ni—Mo 为基体的金属陶瓷化学稳定性好，但抗弯强度及导热性差，适于切削速度在 400～

800m/min 的小进给量、小背吃刀量的精加工。Carboly 公司用 TiCN 作为基体、结合剂中少钼多钨的金属陶瓷将强度和耐磨两者结合起来。Kyocera 公司用 TiN 来增加金属陶瓷的韧性，其加工钢或铸铁的背吃刀量可达 2～3mm。CBN 可用于铣削含有微量或不含铁素体组织的轴承钢或淬硬钢。

（4）高硬度钢　高硬度钢（40～70HRC）的高速切削，刀具可用金属陶瓷、陶瓷、TiC 涂层硬质合金、PCBN 等。金属陶瓷可用基本成分为 TiC 添加 TiN 的金属陶瓷，其硬度和断裂韧度与硬质合金大致相当，而热导率不到硬质合金的 1/10，并具有优异的耐氧化性、抗黏结性和耐磨性。另外，其高温下力学性能好，与钢的亲和力小，适合中高速（在 200m/min左右）的模具钢 SKD 加工。金属陶瓷尤其适合于切槽加工。

采用陶瓷刀具可切削硬度达 63HRC 的工件材料，如进行工件淬火后再切削，实现“以切代磨”。切削淬火硬度达 48～58HRC 的 45 钢时，切削速度可取 150～180m/min，进给量在 0.3～0.4min/r，背吃刀量可取 2～4mm。粒度在 1μm、w(TiC) 为 20%～30% 的 Al_2O_3-TiC 陶瓷刀具，在切削速度为 100m/min 左右时，可用于加工具有较高抗剥落性能的高硬度钢。

当切削速度高于 1000m/min 时，PCBN 是最佳刀具材料，w(CBN) 大于 90% 的 PCBN 刀具适合加工淬硬工具钢（如 55HRC 的 H13 工具钢）。

（5）高温镍基合金　Inconel718 镍基合金是典型的难加工材料，具有较高的高温强度、动态剪切强度，热扩散系数较小，切削时易产生加工硬化，这将导致刀具切削区温度高、磨损速度加快。高速切削该合金时，主要使用陶瓷和 CBN 刀具。

碳化硅晶须增强氧化铝陶瓷在 100～300m/min 时可获得较长的刀具寿命，切削速度高于 500m/min 时，添加 TiC 氧化铝陶瓷刀具磨损较小，而在 100～300m/min 时其缺口磨损较大。氮化硅陶瓷（Si_3N_4）也可用于 Inconel718 合金的加工。

加拿大学者 M. A. Elbestawi 认为，SiC 晶须增强陶瓷加工 Inconel718 的最佳切削条件为：切削速度 700m/min，背吃刀量 1～2mm，进给量 0.1～0.18mm/z。

氮氧化硅铝（Sialon）陶瓷韧性很高，适合切削过固溶处理的 Inconel718（45HRC）合金，Al_2O_3-SiC 晶须增强陶瓷适合加工硬度低的镍

基合金。

（6）钛合金（Ti6A16V2Sn）钛合金强度、冲击韧度大，硬度稍低于Inconel718，但其加工硬化非常严重，故在切削加工时出现温度高、刀具磨损严重的现象。日本学者 T. Kitagawa 等经过大量实验得出，用直径10mm 的硬质合金 K10 两刃螺旋铣刀（螺旋角为 30°）高速铣削钛合金，可达到满意的刀具寿命，切削速度可高达 628m/min，每齿进给量可取 0.06 ~0.12mm/z，连续高速车削钛合金的切削速度不宜超过 200m/min。

（7）复合材料　航天用的先进复合材料，如 Kevlar 和石墨类复合材料，以往用硬质合金和 PCD 刀具，但硬质合金的切削速度受到限制，在900℃以上高温下 PCD 刀片与硬质合金或高速钢刀体焊接处熔化，用陶瓷刀具则可实现 300m/min 左右的高速切削。

（8）干切削用刀具　使用于干切削工艺的刀具材料有陶瓷、金属陶瓷、涂层硬质合金及 PCBN。就热硬性和热稳定性来说，PCBN 材料是最适合高速干切工艺的刀具材料，能获得比湿切削更高的刀具寿命。

刀具是切削加工工艺系统中最活跃的因素。刀具材料的发展、刀具结构的变革及刀具可靠性的提高，成为高速切削得以实施的工艺基础[115]。

2.2　硬态切削技术

2.2.1　硬态切削的概念

硬态切削通常是指硬态车削。所谓硬态车削是指把淬硬钢的车削作为最终精加工工序的工艺方法。这样就省去了目前普遍采用的磨削工序。

淬硬钢通常是指淬火后具有马氏体组织、强度和硬度均很高、几乎无塑性的淬火钢。其硬度大于 55HRC，强度 $\sigma_b = 2100 \sim 2600$MPa。

一般情况下，这类淬硬钢工件的粗加工是在淬火前进行的，淬火后进行精加工，精磨往往是最常用的传统精加工的工艺方法，但磨削加工投资大、效率低。人们一直期望一种理想的“以车代磨”的工艺方法。随着高硬刀具材料和相关技术的发展，人们已经可以采用 PCBN 刀具、陶瓷刀具或新型硬质合金刀具在车床或车削加工中心上对淬硬钢进行车削，其精度和表面粗糙度几乎完全达到了精磨的水平。

高速硬态切削是指对高硬度材料进行的高速切削加工。硬态切削技

术的发展在很大程度上是得益于超硬刀具材料的出现及发展。可用于硬态切削的超硬态刀具材料主要包括金刚石、PCBN、陶瓷、TiC（N）基硬质合金等，其中金刚石主要加工高硬有色金属和非金属材料，而 PCBN、陶瓷和 TiC（N）基硬质合金主要加工高硬钢、铸铁和超级合金等。正是由于各种超硬刀具材料性能逐渐提高，加工工艺不断完善，而且高速切削加工机床设备尤其是高速主轴组件、进给系统及刀具装夹机构等相关技术装备也不断进步，才使得高速硬态切削技术得以向实用化发展，并在一定程度上可取代磨削加工。因此，进入 20 世纪 70 年代后期，工程技术人员和工业界对高硬材料的切削加工都产生了很大的兴趣。

在这一领域，国内外对硬态切削的切削机理、加工表面质量和刀具材料等进行了大量的研究，有的已在生产中应用多年。我们多年来在生产实际中用陶瓷刀具精加工 20CrMnTi 渗碳淬硬钢的直齿锥齿轮（60 ~ 62HRC）等方面，获得了重大经济效益。

硬态切削领域主要涉及工模具、轴承、齿轮、机床、工程机械、汽车制造业及航空航天工业等。模具制造业的大量生产表明，高速硬态切削技术可显著提高生产率及加工表面质量（如已加工表面形成残余压应力而且硬度略有提高），减少后续工序，降低生产成本。为了深入揭示高速硬态切削过程中发生的各种热、机械、物理现象的本质，及其同切削条件、材料切除率、加工表面质量、刀具寿命等之间的关系，从而更充分地发挥高速硬态切削技术的优势，提高切削加工的效益。

2.2.2　硬态切削技术的特点

钛合金、淬硬钢、镍/铁基高温合金等是典型的高硬度（45 ~ 65HRC）、高强度、耐磨蚀的结构材料，大量应用于对硬度和耐磨性要求很高的生产中。这些材料也是典型的难加工材料，采用传统的切削工艺很难加工。一般采用磨削方式进行精加工，但磨削加工存在效率低、成本高、污染大等缺陷。随着高速切削技术的不断发展，新的机床技术、刀具技术不断涌现，高速硬态切削加工技术也日益成熟，为高硬材料加工提供了更高效的解决途径。硬态切削是指对高硬度材料直接进行切削加工，是一种“以切代磨”的新工艺，也是高速切削技术的一个新应用领域。通常，被加工工件材料主要包括铸铁、高速钢、轴承钢等钢铁材料，有时也涉及高温合金、钛合金等难加工材料。目前，硬态切削这种

新工艺正在许多工业部门采用，如汽车制造厂用这种方法对传动轴、各类轴传动链、发动机、制动盘和制动转子进行半精加工和精加工，飞机制造厂用这种方法制造副翼齿轮和起落架等。机床、工具、医用设备、汽车零件等都把硬态切削作为其生产过程的一个组成部分[116]。

与传统磨削加工相比，硬态切削工艺具有如下优点[117]：

（1）加工效率高　硬态车削具有比磨削更高的加工效率，且其所消耗的能量是普通磨削加工的1/5。硬态车削往往采用大背吃刀量、高的工件转速，其金属切除率通常为磨削加工的3～4倍。车削加工时，一次装夹可完成多种表面加工（如车外圆、车内孔、车槽等），而磨削则需要多次安装，因此其辅助时间短、加工表面之间位置精度高。

（2）设备投资少　用硬态切削不需用专用刀具、专用机械和夹具，在现有的NC或CNC车削中心上进行，而磨削则要求使用磨床。

（3）硬态切削可使零件获得良好的整体加工精度　硬态切削中生产的大部分热量被切屑带走，从而保持零件的热稳定性，不会产生像磨削加工那样的表面烧伤和裂纹，且有优良的加工表面质量。

（4）硬态切削是洁净加工工艺　在大多数情况下，硬态切削无需切削液。事实上，使用切削液会给刀具寿命和表面质量带来不利影响。因为，硬态切削是通过使剪切部分的材料退火变软而形成切屑的，若冷却率过高，就会减小这种效果，从而加大机械磨损、缩短刀具寿命。同时，硬态切削可省去与切削液有关的装置，降低生产成本，简化生产系统。硬态切削形成的切屑干净清洁，回收处理容易，而磨削会产生磨屑和切削液的混合物，这是不能再利用的废物，会污染环境。硬态切削产生的废屑则可再利用，这对重视环境保护的今天来讲特别重要。

此外，硬态切削加工还要注意以下问题：

1）保证机床的刚性。

2）选择合适的刀具材料与几何结构。

3）杜绝白化层的产生。

4）加工时产生的切屑和随切屑所带有的热量必须尽快排除。

5）最大限度地减小切削负载等。

2.2.3　高速硬态切削对刀具的要求

超硬刀具材料的出现与迅速发展是高速硬态切削技术发展的基础。

高速硬态切削时，不但要求刀具可靠性高、切削性能好、能稳定地断屑和卷屑，还要能达成高精度等。因此，对刀具材料以及刀具结构提出了更高的要求。

2.2.3.1　对刀具材料的要求

高速硬态切削对刀具材料的要求主要有[118]：

（1）较高的硬度和好的耐磨性　如金刚石显微硬度可达 10000HV，CBN 由于晶体结构与金刚石相似，化学键类型相同，晶格常数相近，其显微硬度也可达 8000～9000HV，陶瓷刀具硬度可达 92～96HRA。

（2）良好的热稳定性　金刚石的耐热性为 700～800℃，PCBN 的耐热性可达 1200～1500℃，陶瓷刀具的耐热性一般为 1100～1200℃。

（3）优良的化学稳定性　PCBN 的化学惰性特别大，在 1200～1300℃时也不与铁系材料发生化学反应，与碳在 2000℃时才发生反应，在中性、还原性的气体中，对酸碱都是稳定的；金刚石与钛合金的黏结作用比较小；陶瓷刀具的化学稳定性则取决于其成分。

（4）良好的导热性　各类刀具材料中金刚石的导热性最好，PCBN 仅次于金刚石，而且随着温度升高热导率是增加的，而陶瓷刀具的导热性较差。

另外，金刚石、PCBN 及陶瓷刀具与各种工件材料间的摩擦系数也远远低于硬质合金，而且随着切削速度的提高，摩擦系数相应降低；金刚石与 PCBN 的热膨胀系数也远远低于硬质合金。由于金刚石价格很高，且只适于加工非铁族金属材料和非金属材料，所以高速硬态切削铁族金属材料中应用最多的是 PCBN 刀具和陶瓷刀具。

对于 PCBN 刀具材料，根据 CBN 含量、粒径和结合剂的不同，PCBN 刀具的加工性能和用途也不同。表 2-4 为不同 CBN 含量的 PCBN 刀具的加工用途[119]。

表 2-4　不同 CBN 含量 PCBN 刀具的加工用途

w(CBN)(%)	PCBN 刀具用途
5	连续切削淬硬钢(45～64HRC)
65	断续切削淬硬钢(45～65HRC)
80	加工镍铬铸铁
90	连续重载切削淬硬钢(45～65HRC)
80～90	高速切削铸铁(v_c=500～1300m/min) 淬硬钢的半精加工和精加工

2.2.3.2 对刀具几何结构的要求

刀具/工件材料组配的不同，高速硬态切削对刀具几何结构的要求也不尽相同。从现有高速硬态切削工艺技术的应用来看，高速硬态切削对刀具几何结构的要求至少体现在两方面：

1）高速硬态切削比普通切削时的刀具前角要稍大一些，以降低切削区温度，并在刃口上作出负倒棱。为防止刀尖处热磨损，主副切削刃连接处应采用修圆刀尖或倒角刀尖，以增大刀尖角，加大刀尖附近刃区切削刃的长度和刀头材料的体积，以提高刀具刚性和减少切削刃破损的概率。如美国 Carboloy 公司推出的一种适于干切削用的 ME13 新型硬质合金刀片，具有大前角（达 34°）、加强刃，并有一个带筋的前面，显著减少了切屑与刀片前面之间的接触面积，使产生的热量被切屑带走。据称，这种刀片工作时的温度比传统刀片要低 400℃，能显著减小切削力并使刀具寿命提高一倍以上。该公司用大前角的涂层硬质合金齿冠立铣刀高速铣削硬度高达 55HRC 的淬硬钢时，切削速度 120m/min，进给速度 7.6m/min，轴向背吃刀量 0.51mm，径向背吃刀量 0.25mm，采用干式切削，刀具使用寿命则长达 1.5h。

2）为了能稳定地断屑和卷屑，刀片上须做出合适的断屑槽型。目前，可转位刀片上三维曲面断屑槽型的设计和制造技术已较为成熟，针对不同的工件材料和不同的切削用量，市场上已开发出相应的通用断屑槽型系列。如瑞典 Sandvik 公司推出的 R、M 和 F 等槽型系列（钢材粗加工、半精加工和精加工相应采用 PR、PM 和 PF 的槽型，切不锈钢时用 MR、MM 和 MF 的槽型，切铸件和有色金属用 KR、KM 和 KF 的槽型)，以及以色列 Iscar 公司以“霸王刀”为典型的槽型设计都独树一帜。

2.2.3.3 硬态车削的切削用量

切削用量选择得合理与否，对硬态车削效果影响很大。由于 CBN 和陶瓷刀具材料的耐热性和耐磨性好，故可选用较高的切削速度 v_c 和较大的背吃刀量 a_p 以及较小的进给量 f。而切削用量对硬质合金刀具磨损的影响比 CBN 刀具要大些，故用硬质合金刀具就不宜选用较高的 v_c 和 a_p，见表 2-5。

硬态车削精加工的合理切削速度 $v_c = 80 \sim 200\text{m/min}$，通常 $v_c = 100 \sim 150\text{m/min}$，$a_p = 0.1 \sim 0.3\text{mm}$，$f = 0.05 \sim 0.25\text{mm/r}$，但具体数值要视工件硬度、表面粗糙度、加工效率和机床工艺系统刚度等综合考虑。

如用陶瓷刀具 FD22（TiC-Al_2O_3）干切 86CrMoV7 淬硬轧辊钢（60HRC）时，选用 v_c = 60m/min，α_p = 0.8mm，f = 0.11 ~ 0.21mm/r，表面粗糙度值可达 Ra0.8μm；当 f = 0.7mm/r 时，表面粗糙度值可达 Ra0.4μm，达到精磨水平。试验表明，当表面粗糙度值在 Ra0.3 ~ 0.6μm 时，硬态车削比磨削经济得多，如用 CBN 就可使 v_c 更高一些。

表 2-5　新型硬质合金刀具硬态车削实例[120]

加工工件尺寸 /mm	工件材料	切削用量			效果	刀片牌号
		v_c/(m/min)	f/(mm/r)	a_p/mm		
M90 × 1.5 螺纹环规	CrWMn 60 ~ 63 HRC	20 ~ 30	1.5 (螺距 P)	0.3 ~ 0.8	尺寸精度较高，Ra0.8μm	YT726
M8 × 2 螺纹塞规	T10A 58HRC	31.4	2 (螺距 P)	0.1	完全达到磨削要求	YT767
外径 ϕ460 内孔 ϕ380 × 22	GCr15 61 ~ 62HRC	20.2	0.24	0.4 ~ 0.5	连续车削 20 件，刀具使用寿命 T = 90min	YM052
ϕ96 × 100 外圆	38CrMoAl 氮化层 1.5mm 68HRC	32.5 ~ 41	0.2	0.2 ~ 0.1	比磨削提高效率 2 倍	YT05
外径 ϕ300 内孔 ϕ150 × 60	5CrW2Si 59 ~ 60HRC	56	0.15	0.3	比磨削提高效率 8 倍	YG600
20 × 20 × 200 方刀杆车圆	W6Mo5Cr4V2Al 68HRC	5.9	0.1 ~ 0.2	1.0	车圆后再车螺纹加工顺利	YG610
外圆	45 钢淬火 42HRC	128	0.15	0.5	刀具使用寿命比 YT 类提高 5 倍	YG610

一般情况下硬态车削不用切削液，但对工件的加工精度和表面质量、刀具寿命有特殊要求时，也可使用水基切削液并采用连续均匀的冷却方式，以避免因热冲击而使刀片引起微裂纹。

2.2.3.4　硬态车削机床

硬态车削与非淬硬钢车削相比，切削力增加 50% ~ 100%，切削所需功率增加 1.5 ~ 2 倍，所以硬态车削对机床提出了更高要求，如要求机床应具有高刚度、高转速和大功率等。

刀具安装时的悬伸长度要尽量小，夹具采用刚性夹紧结构，工件的长径比不要大于 6。

机床本身的主轴系统除了要保证高刚度外，还应具有高转速，以保证充分发挥 CBN 或陶瓷刀具的性能优势。但主轴的高转速，往往易引起振动，为防止和消除振动，包括夹具在内的整个主轴系统必须经过良好平衡，主轴的径向圆跳动和端面圆跳动都不得大于 3μm。

机床导轨的精度要高、直线性要好、间隙要小，特别不能有爬行现象；硬态车削对机床的另一要求是要有良好的热稳定性能，机床热变形量要在一定范围内，这样才能保证连续生产的加工精度要求。有时还需用温度补偿方法来解决。

虽然普通车床也可以用来进行硬态车削，但终因整体性能不佳，故加工时必须降低切削用量。现有设备中，高刚度的数控车床 CNC 和车削加工中心更适合硬态车削。

2.2.4 硬态车削的应用与展望

事实证明，硬态车削比磨削可降低成本 40% ~60%。德国汽车工业在加工曲轴、凸轮轴、摩擦盘等零件时均采用硬态车削代替磨削，达到了良好效果。如加工 100C6（德国 DIN 牌号，相当于中国的 GCr15）的摩擦盘（60 ~62HRC），加工时间减少了 6%。美国用热压陶瓷刀片车淬硬钢轧辊（ > 50HRC），车外圆、端面、切槽和成形表面等，其 $v_{c粗}=137\text{m/min}$，$v_{c精}=198\text{m/min}$，$f=0.13\sim0.33\text{mm/r}$，$a_p=0.51\sim0.89\text{mm}$。美国另一公司用 CBN 加工淬硬丝杠，时间由原来的 170h 缩短为 1.7h，提高工作效率近 100 倍[121]。

我国也有少数工厂在 CNC 车床上对淬硬薄壁套及各种齿轮内孔、端面进行硬态车削，也达到了磨削效果，对轴承环、合金钢轧辊、量具、刃具、轴类零件等加工也获得了良好效果。如某机车车辆厂用 YT726 硬质合金车削 GCr15（60HRC）的轴承内环（ϕ285mm），工时由 120min 减至 45min，提高工作效率 2.5 倍。硬态车削虽有前述优点，且也有不少成功实例，但至今应用还不广，究其原因有下列几点：

1）要达到硬态车削的水平，机床、刀具、夹具及其加工工艺应有最佳组合，工件硬度和余量应均匀。

2）对硬态车削效果宣传推广不够，很多人还不了解，观念陈旧。

3）认为刀具成本太高，不算综合成本（CBN 的成本比硬质合金高很多倍，但均摊到每一个零件上的成本就低了，且带来的好处要多得多）。

4）对硬态车削机理研究不够。

5）硬态车削的加工数据尚无实际指导作用。

总之，要马上完全进入硬态车削工艺并非易事，尚需一个缓慢的过渡过程，但它毕竟是发展方向，终有一天会完全实现硬态车削[122]。

第 3 章　机床颤振的基本理论

在机械加工过程中，工艺系统有时会发生振动，即在刀具切削刃和工件上正在被切削的表面之间，除了名义上的切削运动以外，还会叠加上一种周期性的相对运动。切削振动会导致一系列不良的影响，有时甚至会带来相当严重的后果。首先，刀具和工件之间的相对运动会使被加工工件的表面质量恶化，影响工件的使用性能并缩短其寿命。其次，出现振动时，实际的瞬时切削厚度将在设定的名义切削厚度附近波动。振动严重时，切削刃有时会跳离工件，切削厚度降至零，而有时切削刃又会深深地扎入工件，其瞬时切削厚度可以比名义值大好几倍。振动还使得刀具的实际前角和后角周期性地变化。这些因素将产生一个周期交变的动态切削力，其幅值甚至可能比没有振动时的静态切削力还要大。这种交变的动态切削力会促使刀具切削部分疲劳，引起崩刃、打刀，并且使机床和夹具的有关部位加速磨损、松动、丧失精度。此外，强烈振动还会产生很大的噪声，污染环境，危害操作者的健康。振动往往成为机械加工中限制生产率提高的主要障碍之一。

近年来，随着机械工业的发展，使机械加工振动的控制问题变得更为尖锐和迫切。一方面，由于精密加工和超精密加工技术的发展，加工精度要求达到亚微米级，甚至纳米级，而切削加工中哪怕是极其微小的振动也会使加工出的零件尺寸或表面质量变差，甚至成为废品。另一方面，陶瓷、金刚石和 CBN 等新型的刀具材料在机械加工中日益获得广泛的应用，这些材料一般硬度高、耐热性好，能进行高速切削，可提高生产效率。可是，它们往往比较脆，易于崩刃，对振动特别敏感。因此，在使用这类刀具材料时，必须严格控制振动。与此同时，由于金属切削和磨削向高速和强力方向发展，使得出现振动的可能性增加；日益得到广泛应用的钛合金等难加工材料在机械加工中易于激起振动；此外，机械结构和机械零件向轻型化、薄壁型发展，也使得切削加工中易于发生

振动。因此，有必要认真研究机械加工中发生振动的原因及其防治方法，以便能严格控制振动。

金属切削过程中的振动并非只能为害，如应用得法，也可变害为利，取得意想不到的效果与效益。近年来这方面的研究颇多，如以振动切削加工难切削材料；将切削振动所引起的零件表面的振纹作为精密配合表面的贮油空间，以减缓零件的磨损；又如，以振动切削加工金属纤维，以满足复合材料的制造需要等。为实现这些目的，也需要对切削加工中的振动进行严格控制。

金属切削过程中发生的振动可分为强迫振动与自激振动两大类。强迫振动是机床内部的周期振源或由外界传入的振动所激起的一种振动。

随着自动化机械加工系统、柔性制造技术、集成制造技术以及网络制造技术的发展，对机床颤振进行在线监控和实时控制提出了要求，同时又为实现这一目标提供了新的可能性。机床颤振的在线监控成为目前机床振动研究的一个最具活力的发展方向。此项研究把监视、分析、预报和控制联系成一个有机的整体，把传统的离线测试、建模改为在线监视，又把在线监视推进到实时控制。这一研究路线与方向有助于使传统的机床颤振理论和知识更好地为工业生产服务，从而使之增添新的活力。

3.1　自激振动的基本概念及特点

工程中的自激振动[125]往往是由系统内部的“寄生反馈”引起的。对这类自激振动的机理的揭示以及对它的控制往往比对强迫振动的研究和控制要困难得多。其原因在于强迫振动一定有某个或某些“激振源”，只要追根求源，消除这些“激振源”，就不难对振动加以抑制。而自激振动并无外界的交变激振源，其振动是由于内部原因，即内在反馈引起的。这些内在反馈寄生于机器或装置的正常运行过程中，要加以识别和分离是不太容易的。

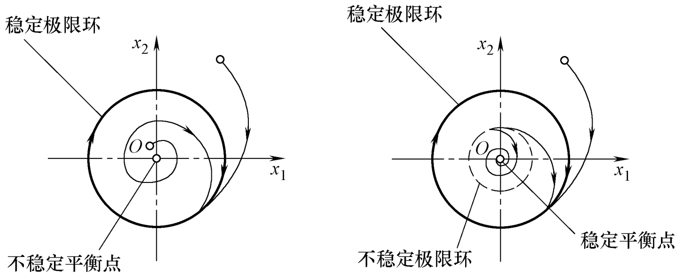
3.1.1　相平面、平衡点、极限环及其稳定性

1. 相平面

自激振动可以直观地在相空间里加以表述。对于单自由度系统来说，相空间是由振动位移 $x = x_1$ 及振动速度 $x = x_2$ 这两个坐标所形成的相平面，

如图 3-1 所示。相平面上的每一点称为一个“状态点”。每一个状态点代表一定的振动位移和一定的速度的组合。当系统振动时，其位移与速度均在连续变化，而状态点则在相平面上画出一条曲线，称为轨线；轨线的全体形成相图。相图反映了一个振动系统的整体动态特性。

相图上的平衡点和极限环分别对应于一个振动系统的定态和周期运动，这两者往往在工程上具有实际意义，值得认真研究。



a) 情况1　　b) 情况2

图 3-1　相平面、相图、平衡点和极限环

2. 平衡点及其稳定性

当一个动态系统处于平衡状态时，其速度（$\dot{x}=\dot{x}_1=x_2$）与加速度（$\ddot{x}=\dot{x}_2$）均为零，即有 $\dot{x}_1=\dot{x}_2=0$。相平面上满足这一条件的点称为平衡点。例如，图 3-1 中假定原点为平衡点。显然，一个处在平衡点上的系统由于既无初速度，又不受力（加速度为零），当然不会自行运动起来。

平衡点分为两类，即稳定平衡点和不稳定平衡点。其差别并不在于平衡点本身的状态，而在于系统略为偏离其平衡点时的运动趋势：是趋向于回到平衡点、保持在平衡点近旁运动或者趋向于偏离该平衡点越来越远。相应地，该平衡点的运动趋势称为渐近稳定的、仅稳定的或不稳定的。

必须了解“平衡”与“稳定”这两个概念之间的联系与差别。须知，“平衡点”并不一定稳定，而“稳定性”则一定是围绕某一平衡点而言的。这些概念对于理解一个金属切削系统的稳定性是至关重要的。一般说来，一个金属切削系统如果能够稳定地运行，则它应该工作在其平衡点上。但这还不够，应该说，它必须工作在其稳定平衡点上。这是由于，一个真实的金属切削系统必然经受各种各样的扰动，只有稳定平衡点才具有抗扰动的能力，从而能将金属切削系统维系在其周围，稳定地运转。

对于处在这种平衡状态下的金属切削系统，任何短暂、微小的扰动只会引起其工作状态短暂、微小的变化，而这些变化一般是工程实践可以容忍的。稳定平衡点对应于金属切削系统的定态解。可是，对于不稳定平衡点来说，任何短暂、微小的扰动，都会使金属切削系统永远地、大幅度地偏离其正常工作点，完全破坏金属切削系统的工作条件。由于这种不稳定平衡状态不具备抗扰动的能力，而现实世界又总是充满着各种各样的扰动；因此，所谓不稳定平衡状态只是一种理论上的平衡状态，实际上是观察不到的。

不稳定平衡点是一种中间状态，它对应于一种稳定的振动，在研究机床颤振时，我们仍然将它视为一种不稳定的状态。

3. 极限环及其稳定性

我们知道[123]，保守系统由于机械能守恒的缘故，其振动轨线是一条封闭的曲线。机床振动系统由于与外界存在能量交换，因而属于非保守系统。非保守系统的相图中也可以存在一种封闭的轨线，如图 3-1a 和图 3-1b 中的粗实线和虚线圆圈所示。与保守系统不同，这类非保守系统的封闭轨线具有以下特点。

1）非保守系统在一封闭轨线上运动时，其总机械能并不守恒，它既吸收能量，又耗散能量，总机械能在不断变化。只不过经过一周以后，能量的“收支”必须平衡，而系统的状态变量返回原状，然后再开始下一个周期的运动。

2）非保守系统的封闭轨线还可以具有一种“吸引力”，它可以把从该轨线以外的其他点上出发的轨线“吸引”到该封闭轨线上来。如图 3-1 中以粗实线表示的封闭轨线即具有这种性质。因此，非保守系统的这种封闭轨线代表一种与初始条件无关的周期运动。这种周期运动是由系统本身决定的，初始条件的变化（图 3-1a），或者初始条件在一定范围内变化（图 3-1b），并不影响系统最后趋近的这种周期运动。而众所周知，保守系统的封闭轨线是由其初始条件决定的，而且相平面上对应于不同初始条件的封闭轨线并不相交。

具有以上特性的非保守系统的封闭轨线称为“极限环”（Limited Cycle）。极限环对应于系统运动的周期解。除了定态解（平衡点）以外，周期解（极限环）也是动态系统的一种重要的运动方式。因此，对极限环的研究具有实际的工程意义。

极限环分为稳定的与不稳定的两种。前述图 3-1a、图 3-1b 中以粗实线表示的极限环是稳定的，而图 3-1b 中以虚线表示的极限环则是不稳定的。一般而言，对于一封闭轨线 c，如果其附近的任一轨线都始终保持在它附近，则称 c 是轨道稳定的；如果其附近的轨线当时间 $t \to \infty$ 时都无限趋近于 c，则称 c 是轨道渐近稳定的；如果其附近的轨线都倾向于离开 c 越来越远，则称 c 是轨道不稳定的。

稳定极限环具有轨道稳定性，即具有抗扰动的能力。当系统沿某一稳定极限环运动时，即使由于外界扰动使它暂时地偏离该极限环，但它终归还是会回到该环上，或者保持在该环附近运动，不至于产生过大偏差。而不稳定极限环只是理论上的一种可能性，由于实际环境中的各种扰动不可避免，因此在实践中是不可能观察到沿着不稳定极限环运动的。

图 3-1 给出了极限环与平衡点的两种典型的配置方式。图 3-1a 中，原点是不稳定的平衡点，而包围原点的极限环是稳定的；图 3-1b 中，原点是一个稳定平衡点，其外包围着一个不稳定极限环（虚线），再外层是一稳定极限环（实线）。在图 3-1b 的情况下的原点，对于小的扰动（在虚线环之内）是稳定的，而对于大的扰动（超过虚线环）则是不稳定的。这种原点称为具有“有限振幅不稳定性”。

平衡点与极限环相结合，可以用来描述自激振动的过程与特点。在图 3-1a 的情况下，系统不可能静止在其中心的平衡点上，任何微小的初始扰动均会激起不断上升的振动，而最后振动被约束在稳定极限环上。在图 3-1b 的情况下，如果扰动不越出虚线环所规定的阈限，系统可以稳定在其中心平衡点上；一旦扰动越过这一阈限，就立即激起增幅的自激振动，而最后振动被稳定在外层的实线（稳定）极限环上。

3.1.2　自激振动的特点

自由振动是由一定的初始条件激起的[123]，而强迫振动则是由某种持续的过程激励所引起的。那么，“自激振动”是不是就不需要外界激励而自行起振呢？现以图 3-1a 为例，系统的状态如果停留在原点，它是不可能自行离开该点的，因为原点是平衡点，而前面已经说明，一个处在平衡点上的系统是不可能自行离开该平衡点的。可是，如果任何偶然的外界扰动使系统的状态略微偏离该平衡点（哪怕是偏离一点点），那么系统本身在平衡点附近的不稳定性会立即迫使状态点沿平面螺旋线迅速偏离

该点，即产生急剧上升的振动。由此可见，自激振动的发生需要两个条件：第一，系统在平衡点附近的不稳定性；第二，迫使系统的工作点略微偏离平衡点的外界扰动。由此可见，自激振动并非不需要外界的激励。其实，应该说自激振动是一种“扰激振动”，因为它总是发端于某一个偶然的外界扰动。只是由于这个扰动的大小与形式无关，且现实的世界中又总是充满了各种各样的扰动，因此上述第二个条件总是满足的。这样，只要第一个条件一旦形成，即只要系统本身在平衡点附近的不稳定性一旦形成，则完全无须等待，立即就会有某个偶然扰动闯过来，引发急剧上升的振动。正因为如此，对于自激振动进行研究的着眼点和方法就与对自由振动和强迫振动的研究不同：无须研究引发振动的那个偶然扰动的大小和形式，也无须探讨这种扰动与它所激起的振动之间的关系，而是要着重研究形成系统自身不稳定性的机理与规律。

图 3-1b 所描述的系统也是一种自激振动系统，但是与图 3-1a 所述系统不同，它要求激发振动的扰动具有一定的大小，即其幅度须超过图中的虚线圆圈才能激发起自行上升的振动。这种情况称为“硬自激振动”，其中虚线圆圈的半径称为激振的“阈值”，而图 3-1a 所示的情况则称为“软自激振动”。

自激振动一旦被激起，其振幅会迅速上升，这一点与自由振动正好相反（自由振动的振幅会由于阻尼的存在而不断衰减）。这表明在自激振动系统中存在着一种与阻尼的作用正好相反的因素，这种因素即是所谓的“负阻尼”。负阻尼其实是一种“助力”，它不阻碍振动，而是推波助澜地助长振动。除了负阻尼以外，多自曲度系统的各个模态之间的耦合也可能成为一种助长振动的因素[125]。

自激振动的维持与扩大并不需要持续的外加交变激励。这使它与强迫振动区别开来。自激振动是靠系统内各部分之间的相互作用而得以维持与扩大的。因此，自激振动系统内部一定存在某种反馈关系，以实现各部分之间的相互作用。

自激振动在被激发以后，其振幅的上升当然不可能是无限的。事实上，当振幅上升到一定程度以后，会自行稳定下来，而形成一种稳定的周期振动。值得注意的是，这种周期振动的形式与周期是由系统本身的特点所决定的，而与振动开始被激发的初值无关，如图 3-1 所示。这再次说明了激起自激振动的干扰的具体形式并不重要。

稳态自激振动的轨线和周期与其运动的初始条件无关，这是它与无阻尼自由振动的重要区别。我们知道，在后一种情况下，运动的轨线或者其周期（如果系统是非线性的话）是由初始条件决定的。

自激振动的这种振幅自稳定性是由于系统中的某些非线性因素在起作用的缘故。为描述与解释这种现象，需要非线性模型与非线性理论。不过，如果只需研究系统开始发生自激振动的条件，即判明“稳定性阈”，那么，采用线性模型即可解决问题。

最后，还需说明，自激振动并不是“自给振动”，在能量上它并不能“自给自足”，而需依赖于外界的能量供给，以补充系统阻尼所造成的能量耗散，并扩大振幅。由此可见，自激振动系统一定具有某种机构或机制，以便从外界摄取能量来维持或扩大其振动。自由振动与强迫振动也都需要能源，前者是将开始就储存在系统中的机械能转化为交变的振动，而后者是将交变激励的能源转化为交变的振动。自激振动与以上两者均不同，它是将某种“直流”的能源转化成为交变的振动。从这个意义上来讲，自激振动系统很像一个将直流电转化成为交流电的“变流器”。

综上所述，一个自激振动系统一般由振动体、能源、调节能源供给的“阀”以及按照振动体的振动反回去控制“阀”的能量供给的反馈机构这四部分所组成，如图 3-2 所示。

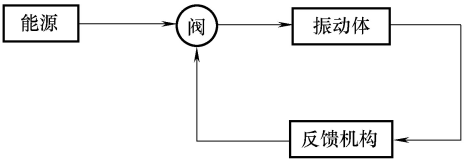


图 3-2　自激振动系统的一般结构

在金属切削过程中，由于反馈量与反馈方式的不同，可以有不同类型的颤振以及不同的失稳方式。下面针对切削过程中各种类型的自激振动分别加以介绍。

3.2　速度反馈引起的切削颤振

试考虑一单自由度振动系统[123]，其受到激振力 F 的同时又受到其自身振动速度 $\dot{x}$ 的控制，即成为振动速度的函数 $F = F(\dot{x})$。这种系统称为速度反馈系统，其框图如图 3-3 所示，该系统由振动体（由质块 m、弹簧 k 和阻尼器 c 组成）与力控制机构两个部分组成，其中后者即为反馈机构。

3.2.1　切削过程中的速度反馈机理

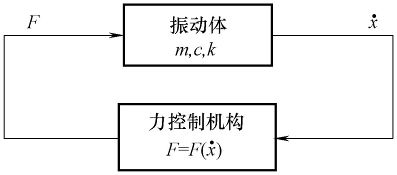


图 3-3　速度反馈系统框图

图 3-4a 为外圆车削时速度反馈机制引起的振动示意图。机床结构已简化为一个由质块 m、弹簧 k 和阻尼器 c 所组成的单自由度系统，V 为刀具相对于工件的切削速度，F_c 为刀具所受到的主切削力。一般有 $F_c = f(V)$，即 F_c 为 V 的函数，其关系曲线如图 3-4b 所示。

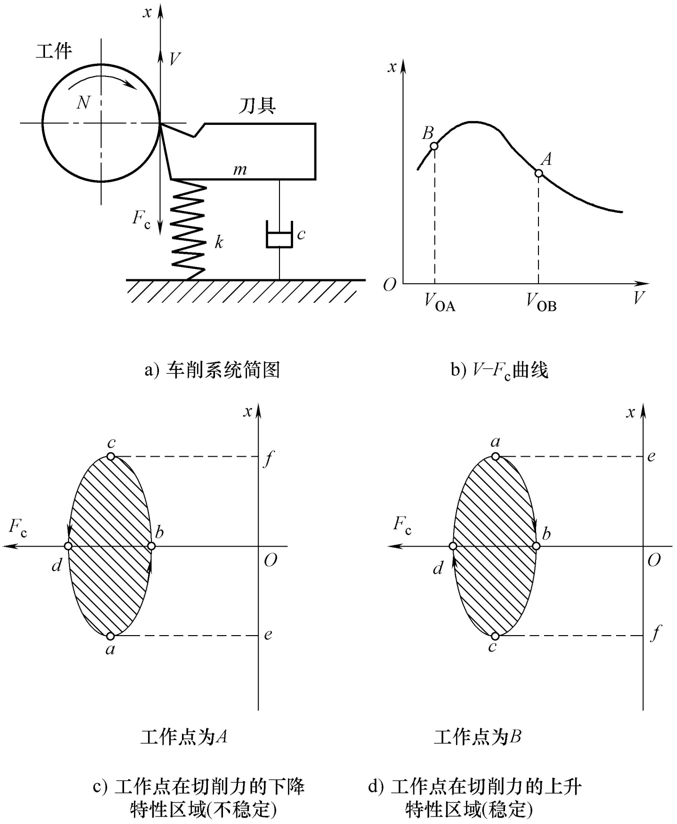


图 3-4　外圆车削时速度反馈机制引起的振动

在理想情况下，V 保持恒定，F_c 也恒定，弹簧的压缩量（即机床结构的弹性变形量）也保持不变。于是，切削过程平稳地进行，而切削系统处于其平衡点上。但这种平衡状态的稳定性取决于系统工作点的位置。

具体地说，即取决于名义切削速度处于 $V\text{-}F_c$ 曲线的哪一部分：是处于切削力随切削速度的增高而下降的部分（图 3-4b 中 A 点附近，简称为切削力的下降特性部分），还是处于切削力随切削速度的增高而上升的部分（图 3-4b 中 B 点附近，简称为切削力的上升特性部分）。后面将详细说明，对应于 A 点的切削速度 V_{OA} 是不稳定的，而对应于 B 点的 V_{OB} 则是稳定的。

实际的瞬时切削速度为 $V = V_0 + \dot{x}$，其中 V_0 为名义切削速度，$\dot{x}$ 为叠加在 V_0 上的振动速度。图 3-4a 所示系统的运动方程为

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -F_c(V_0 + \dot{x}) \tag{3-1}$$

上式右边的负号是因为所取 F_c 的正向与 x 的正向相反，如图 3-4a 所示。上式表示激振力 F_c 本身又受到振动速度 $\dot{x}$ 的控制，即出现了速度反馈现象。

3.2.2　速度反馈所形成的负阻尼

将式（3-1）右边的 $F_c(V_0 + \dot{x})$ 在 V_0 附近展开，得

$$F_c(V) = F_c(V_0) + \frac{\mathrm{d}F_c(V_0)}{\mathrm{d}V}\dot{x} + \frac{1}{2}\frac{\mathrm{d}^2F_c(V_0)}{\mathrm{d}V^2}\dot{x}^2 + \frac{1}{6}\frac{\mathrm{d}^3F_c(V_0)}{\mathrm{d}V^3}\dot{x}^3 + \cdots \tag{3-2}$$

如果仅研究刚开始发生颤振的情况，可以假定与 V_0 比较起来，$\dot{x}$ 很小，因而可仅取其线性项，而略去高次项。又由于上式中的恒量 $F_c(V_0)$ 对振动并无影响，可以略去，即

$$c' = \frac{\mathrm{d}F_c(V_0)}{\mathrm{d}V} \tag{3-3}$$

可将式（3-2）简化为

$$F_c(V) \approx c'\dot{x} \tag{3-4}$$

代入式（3-1）并移项，得

$$m\ddot{x} + (c + c')\dot{x} + kx = 0 \tag{3-5}$$

这是一单自由度系统自由振动的运动方程，它与普通的振动系统不同，其系统的阻尼由两部分组成：一部分是振动系统（机床结构）本身的阻尼，这是通常意义下的阻尼，即对于振动的一种阻碍，其阻尼系数 c 取正值，这种阻尼称为“正阻尼”；另一部分是由于速度反馈而形成的等效阻尼，其阻尼系数 c' 可以为正，也可以为负，需视 V_0 在 $V\text{-}F_c$ 曲线上的

位置而定。如果 V_0处于切削力的上升特性部分，如图 3-4b 中 B 点，则由式（3-3）可知 $c' = \mathrm{d}F_c(V_0)/\mathrm{d}V > 0$，从而总的阻尼 $c + c' > 0$，即为正阻尼；如果 V_0处于切削力的下降特性部分，如图 3-4b 中 A 点，则 $c' = \mathrm{d}F_c(V_0)/\mathrm{d}V < 0$，这时等效阻尼是一种“负阻尼”。当这种负阻尼足够大，胜过系统本身的正阻尼时，总的阻尼就可以变成负的，即 $c + c' < 0$。前面说过，负阻尼实际上是一种“助力”，它不仅不会阻碍系统的振动，反而会推波助澜地扩大系统的振动。令

$$\omega_0^2 = \frac{k}{m}, \xi = \frac{c + c'}{2\omega_0 m} \tag{3-6}$$

式（3-5）成为

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_0\dot{x} + \omega_0^2 = 0 \tag{3-7}$$

式中，ξ 为总的阻尼率，它可以为正、为零或为负。上式的通解为

$$x(t) = A\mathrm{e}^{-\xi\omega_0 t}\cos(\omega_d t - \phi) \tag{3-8}$$

式中，$\omega_d = \omega_0\sqrt{1 - \xi^2}$，对应于 $\xi > 0$、$\xi = 0$ 与 $\xi < 0$ 三种情况下的振动历程，分别如图 3-5 所示。这三种情况下的系统分别称为稳定的、临界的与不稳定的。

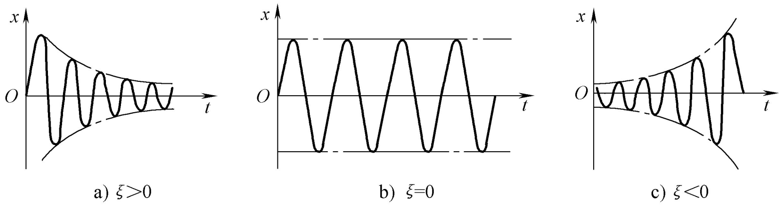


图 3-5　不同阻尼率下的振动历程

一个具有负阻尼的系统之所以是不稳定的，是由于它处在一种“一触即发”的状态下，只要有任何一个扰动激起，哪怕是非常微小的初始振动（位移或速度），也会由于负阻尼之助而不断扩大，发展成为强烈的自激振动。这类自激振动称为由切削力的下降特性引起的颤振。

3.2.3　自激振动的能量机理

现分析自激振动系统的能量输入与能量消耗机理。

3.2.3.1　切削过程的能量机理

当机床工作在切削力的下降特性区域时，切削力将对振动系统做净

正功，即对振动系统输入能量；而当机床工作在切削力的上升特性区域时，切削力对振动系统做净负功，即振动系统的能量被切削过程耗散掉。为了说明这一问题，试比较图3-4c与图3-4d，它们分别表示在上述两种条件下，刀具在x方向（铅垂方向）的振动位移与其所受切削力之间的回线关系。先看图3-4c，在x增加的半个周期中，F_c与x的关系如曲线*abc*所示，而在x减小的半个周期中，F_c与x的关系如曲线*cda*所示。这两者的差别是由于速度的不同而引起的：在前半个周期中，$\dot{x}>0$，$V=V_0+\dot{x}$比较大，因而切削力F_c比较小；而在后半周期中，$\dot{x}<0$，$V=V_0+\dot{x}$比较小，因而切削力比较大，由此F_c-x的关系分成两支，而成为回线。由于切削力的方向总是指向x的负向（图3-4a），因而在前半周期中切削力做负功，负功的数量由图形*abcfOea*的面积给出；而在后半周期中切削力做正功，正功由图形*cdaeOfc*的面积给出。显然，在数量上正功大于负功，而闭曲线*abcda*的面积给出了在一个振动周期中，切削力所做的净正功，即输入振动系统的能量。对图3-4d进行同样的分析，可见闭曲线*adcba*给出了一个周期中切削力所做的净负功，即耗散掉的振动系统的能量。

为了从数量上估算通过切削过程所输入或所耗散掉的振动能量，假定阻尼率ξ很小，因而式（3-8）中的$Ae^{-\xi\omega_0 t}\approx 1$，$\omega_d\approx\omega_0$，且通过适当选择时间起点，可使初相$\phi=0$，于是式（3-8）简化为

$$x(t)=A\cos(\omega_0 t) \tag{3-9}$$

切削力在一个振动周期中所做的功为

$$W_p=-\oint F_c(V)\,dx \tag{3-10}$$

把式（3-4）、式（3-9）代入式（3-10）得

$$W_p=-c'A^2\omega_0\int_0^{2\pi}\sin^2(\omega_0 t)\,d(\omega_0 t)$$

积分后，得

$$W_p=-c'\pi\omega_0 A^2 \tag{3-11}$$

显然，当工作在切削力的下降特性区域时，由式（3-3）有$c'<0$，因而$W_p>0$，即切削过程做正功，对系统输入能量；反之，当工作在切削力的上升特性区域时，$c'>0$，$W_p<0$，切削过程做负功，振动能量通过切削过程而耗散。

3.2.3.2 机床结构的内阻所耗散的能量

一个振动周期中机床结构的内阻所耗散的振动能量为

$$W_d = \oint c\dot{x}dx = \oint c\dot{x}^2 dt$$

将式（3-9）代入，并积分，得

$$W_d = -c\pi\omega_0 A^2 \tag{3-12}$$

由于恒有 $c>0$，故 $W_d<0$，表明机床结构的阻尼力只会对振动系统做负功，使振动能量耗散。当 $W_p+W_d>0$ 时，切削力的下降特性就可能使切削过程失稳，引起颤振。

3.2.4 能量平衡与振幅稳定性

以下从能量平衡关系来讨论系统的振幅稳定性与稳定振幅。由式(3-12)可得到系统的阻尼在一个振动周期中消耗的能量 $-W_d$ 与振幅 A 之间的关系，如图 3-6 中粗实线所示；式（3-11）所表示的切削力所做正功 W_p 在图 3-6 中用点画线表示。就图中所示的情况而言，由于在任何振幅 A 下，均有 $-W_d>W_p$，因而在这种情况下不可能发生颤振。以上曲线 W_p 是按 c' 的一定的值绘出的，设想 $|c'|$ 取另一更大的数值，可得到另一曲线 W'_p，如图 3-6 中虚线所示。这时由于在任一振幅 A 下，总有 $W'_p>-W_d$，因而将发生自激振动，振幅将不断扩大。

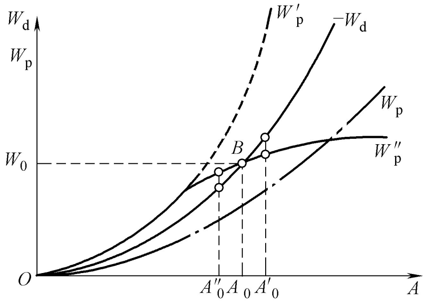


图 3-6 能量平衡与振幅稳定性

图3-6 中诸曲线均为抛物线，它们除了在原点相切以外，再无别的交点，即能量的积聚与能量的耗散总是无法平衡，要么如曲线 $-W_d$ 与 W_p 所示，并不能产生自激振动；要么如曲线 $-W_d$ 与 W'_p 所示，振幅将无限上升。总之，是一种无法实现稳定的自激振动。但事实上，自激振动系统一般都具有振幅稳定性。为了解释这一问题，需将式（3-2）表示的切削力中的高次项〈即非线性项〉纳入考虑。为此，将式（3-2）代入式（3-10），得

$$\frac{d^2F_c(V_0)}{dV^2}=c'', \quad \frac{d^3F_c(V_0)}{dV^3}=c''' \tag{3-13}$$

且略去大于三次的项与常数项 $F_c(V_0)$，得切削力在一个振动周期中所做的正功为

$$W_p = -\oint\left(c'\dot{x} + \frac{1}{2}c''\dot{x}^2 + \frac{1}{6}c'''\dot{x}^3\right)dx$$

再将式（3-9）代入，并积分得

$$W_p = -c'\pi\omega_0A^2 - c'''\frac{3\pi}{4}\omega_0A^4 \tag{3-14}$$

在达到能量平衡时，应该有 $W_d + W_p = 0$，将式（3-12）与式（3-14）代入这一条件，有

$$-c\pi\omega_0A^2 - c'\pi\omega_0A^2 - c'''\frac{3\pi}{4}\omega_0A^4 = 0$$

由此可解出达到能量平衡时的稳定振幅为

$$A_0 = \frac{2}{\omega_0}\sqrt{-\frac{c+c'}{3c'''}} \tag{3-15}$$

前面说过，发生自激振动的条件是 $c + c' < 0$，而由上式，为了得到稳定振幅的实数解，应有 $c''' > 0$。再看式（3-14），其右边第一项取正值，其值随 A^2 而上升；而第二项取负值（因为 $c''' > 0$），这是一种抑制 W_p 上升的因素。当振幅 A 较小时，此因素并不显著，可是当 A 上升时，这一抑制作用会急剧地上升。在图 3-6 中，曲线 W''_p（细实线）是将后面这一项非线性因素纳入考虑以后的 W_p 与 A 的关系曲线。将之与曲线 W'_p（虚线）比较，可以明显地看出非线性项的抑制作用。W''_p 与 $-W_d$ 两条曲线的交点 B 即给出系统的稳定振幅 A_0。为了说明此振幅 A_0 是稳定的，假设由于偶然因素的干扰，振幅由 A_0 突然增加到 A'_0，这时从图上可见有 $-W_d > W''_p$，即能量的消耗大于能量的积聚，系统的总能量下降，因而振幅下降，由 A'_0 降回至 A_0 点；反之，若由于偶然干扰，A_0 下降至 A''_0，由类似的分析也可看出系统的总能量将会上升，而使振幅由 A''_0 回升至 A_0。

3.2.5　颤振的阈限

切削力的下降特性所激起的颤振主要在精密切削条件下发生。这时刀具后面与工件切削表面之间的摩擦力成为主切削力的主要成分。一般认为这一摩擦力与后面和工件之间的接触面积成正比，而该接触面积又正比于刀具后面磨损棱带的平均宽度 VB，于是可将主切削力写为

$$F_c(V) = VBp_c(V)$$

式中，$p_c(V)$ 是单位磨损宽度所对应的主切削力。代入式（3-3），得

$$c' = VB\mathrm{d}p_z(V)/\mathrm{d}V = VBc'_0$$

式中，$c'_0 = \mathrm{d}p_z(V)/\mathrm{d}V$。考虑稳定与不稳定之间的临界情况，即

$$c + c' = c + VBc'_0 = 0$$

由此，可解出后面的临界磨损量为

$$VB_{cr} = -c/c'_0 \tag{3-16}$$

需注意的是，由于在切削力的下降特性区域有 $c'_0 < 0$，故由上式得到 $VB_{cr} > 0$。

由以上分析可见，在切削力具有下降特性的速度区域中进行精密加工时，刀具后面的磨损量 $VB > VB_{cr}$ 时，切削系统将失去稳定性，发生切削力的下降特性型颤振。

3.3 位移延时反馈引起的切削颤振

3.3.1 位移反馈、负刚度与静态不稳定性

上一节讲述了速度反馈引起的负阻尼及动态失稳现象，现在考虑振动位移的反馈及其效果。设系统的框图如图 3-7 所示，运动方程为

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(x) \tag{3-17}$$

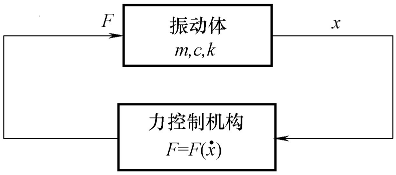


图 3-7 位移反馈系统框图

可以看出，此系统的特点是作用在振动体上的力本身又受到其振动位移的控制。式（3-17）中 $F(x)$ 是一般非线性函数，当 x 较小时，可将其在 $x = 0$ 附近展成幂级数，仅取其一次项，而略去高次项和常数项，得

$$F(x) \approx -k'x, \quad -k' = \frac{\mathrm{d}F(0)}{\mathrm{d}x} \tag{3-18}$$

代入式（3-17）并移项，得

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + (k + k')x = 0 \tag{3-19}$$

式（3-19）从形式上看是一个单自由度系统自由振动的运动方程，但不同的是，其刚度系数由两部分组成：第一部分（k）即为振动物体的刚度，一般是正的；而第二部分（k'）则是由于位移反馈而产生的“等

效刚度”，其正负需视函数 $F(x)$ 的性质而定。如果在 $x=0$ 附近，函数 $F(x)$ 随 x 的增加而降低，即 $-k'<0$，系统的总刚度 $(k+k')>0$，则式 (3-19) 与单自由度系统的自由振动的运动方程没有什么本质上的差别，仅仅是刚度由于位移反馈而有所增加，相应地系统的固有频率 ω_0 亦有所提高，则

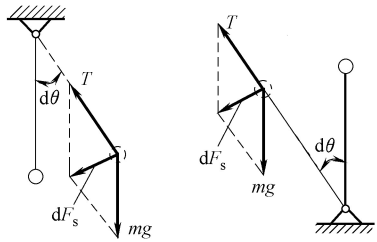
$$\omega_n^2=\frac{k+k'}{m}=\omega_0^2+\frac{k'}{m} \tag{3-20}$$

式中，ω_n 是计入“等效刚度”以后的系统固有频率。

如果函数 $F(x)$ 随 x 的增加而增加，即 $-k'>0$，且 $-k'>k$，则系统的总刚度 $(k+k')<0$，即系统的总刚度成为“负刚度”，成为一种不稳定因素。

图 3-8 分别给出了具有正刚度和负刚度的系统的两个例子，即正摆与倒摆。显然，后者是不稳定的。但是这种不稳定性与上一节讲述的由于负阻尼引起的不稳定性有很大的不同。现回到式 (3-20)，系统的固有频率为

$$\omega_n=\sqrt{\frac{k+k'}{m}} \tag{3-21}$$



a) 正摆　　b) 倒摆

图 3-8　正摆与倒摆

在负刚度的情况下，ω_n 称为虚数，即系统的固有频率并不存在，这表明系统不可能做图 3-8a 那样的往复振动，而是以一种位移单调增加的方式偏离其平衡位置。事实上，在式 (3-21) 中，如果 $k+k'<0$，即负刚度的情况下引入以下符号

$$p=\sqrt{\frac{k'+k}{m}}=i\omega_n \tag{3-22}$$

$$\zeta=\frac{c}{2\sqrt{(k'+k)m}}=-i\xi \tag{3-23}$$

如此定义的 p、ζ 均为正实数，采用以上符号可将式 (3-19) 写成

$$\ddot{x}+2\zeta p\dot{x}-p^2x=0 \tag{3-24}$$

令 $x(t)=Ae^{st}$

代入上式，即得特征方程

$$s^2+2\zeta ps-p^2=0 \tag{3-25}$$

由上式可解出

$$s_1 = (-\zeta + \sqrt{1+\zeta^2})p,\ s_2 = (-\zeta - \sqrt{1+\zeta^2})p \tag{3-26}$$

而式（3-24）的通解为

$$x(t) = A_1 e^{s_1 t} + A_2 e^{s_2 t} \tag{3-27}$$

注意到 $s_1 > 0$，而 $s_2 < 0$，故式（3-27）中第一项会单调增加，而第二项则单调下降趋近于零，如图 3-9 所示。总的趋势是当时间充分大时，$x(t)$会单调增加（但是如果A_2较大或s_1较小，那么在 t 较小的阶段，$x(t)$可能先下降，然后再上升）。

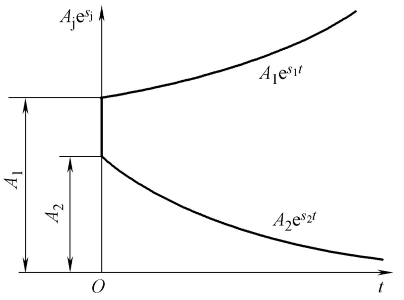


图 3-9　式（3-27）右边两项的变化规律

由负刚度引起的失稳现象称为静态不稳定，以区别于上一节讲的由负阻尼引起的失稳现象（称为动态不稳定）。

作为静态不稳定的一个实例，现分析金属切削过程中由于刀具变形引起的负刚度及静态失稳现象。图 3-10 表示经过简化了的切削过程。工件以速度 V 向下运动，厚度为 s_0的一层金属被切削刃切下。向下的切削力为 F_0，在其作用下，刀具会发生弹性变形，而切削刃由其不切削时的原始位置 O 点移到 O'点。此时刀具的弹性恢复力 F_s（图上未示出）与切削力 F_0相平衡。但是必须注意，这种平衡是不稳定的：在切削过程中如因任何偶然的干扰，例如切削刃碰到工件材料中的某一个硬质点，那么切削力 F_0会获得一个增量 dF，在 dF 作用下，切削刃再沿 $OO'O''$曲线下移至 O''点，此时切削刃下降了 dx，而向左伸出 ds，后者使瞬时切削厚度增加一个同样的数量，而切削厚度的增加又再度引起切削力的上升，更加促使切削刃下移，刀尖则更深地扎入工件……由此导致刀尖部分会由于迅速上升的切削载荷而崩刃，这种现象称为“扎刀”。此系统的框图可以用图 3-11 来表示，其中上面一个方框表示刀具（或机床结构），其输入是作用在刀具上的切削力的变动量 dF，而输出 dx 则是切削刃在纵向的变形量；下面一个方框表示切削力的控制机构（即切削过程），其输入是 dx，即刀尖在铅垂方向上的移动量，而输出是切削力的变化 dF，后者被反馈回刀具上，显然，这是一个具有位移反馈的系统。

近似地将刀具视为一悬臂梁，并认为刀具的装夹是完全刚性的，则由材料力学可知刀具的刚度为

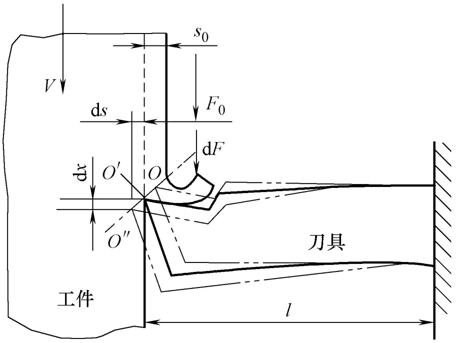


图 3-10　静态不稳定实例

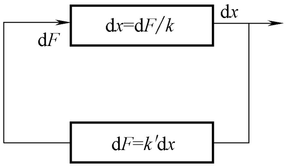


图 3-11　静态不稳定实例系统框图

$$k=\frac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}x}=\frac{3EI}{l^3} \tag{3-28}$$

式中，l 为刀具的悬伸长度；EI 为其抗弯刚度，此刚度是正刚度。

由位移反馈所产生的等效刚度系数 k' 可推算如下：首先求出图 3-12 中切削刃的纵向下沉量 dx 与其横向伸出量 ds（即切削厚度的增量）之间的关系。视刀杆为一悬臂梁，在其端部作用有集中载荷 dF，则其端部的挠度与转角分别为

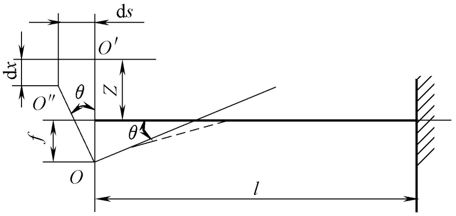


图 3-12　刀杆变形与切削刃位移分析

$f=l^3\mathrm{d}F/(3EI)$，$\theta=l^2\mathrm{d}F/(2EI)$。设切削刃到刀杆的中性面之间的距离为 Z，则由图 3-12 中的几何关系，可求得

$$\mathrm{d}s=(3Z/2l)\,\mathrm{d}x \tag{3-29}$$

另一方面，将切削力与切削厚度之间的函数关系 $F(s_0+\mathrm{d}s)$ 在 s_0 附近展成幂级数为

$$F(s_0+\mathrm{d}s)=F(s_0)+\frac{\mathrm{d}F(s_0)}{\mathrm{d}s}\mathrm{d}s+\cdots$$

而切削力的增量为

$$\mathrm{d}F=F(s_0+\mathrm{d}s)-F(s_0)=k_s\mathrm{d}s+\cdots \tag{3-30}$$

式中

$$k_s = \frac{dF(s_0)}{ds} \tag{3-31}$$

由于 $F(s_0 + ds)$ 是 ds 的增函数，故应有 $k_s > 0$。将式（3-29）代入式（3-30），得

$$dF = k_s \frac{3Z}{2l} dx$$

由此得等效刚度系数

$$k' = \frac{dF}{dx} = k_s \frac{3Z}{2l} \tag{3-32}$$

由式（3-28），系统总的刚度为

$$k - k' = \frac{3EI}{l^3} - k_s \frac{3Z}{2l} \tag{3-33}$$

其中，$-k_s 3Z/(2l)$ 这一部分是由于位移反馈所造成的等效负刚度。产生“扎刀”现象的条件为

$$\frac{3EI}{l^3} - k_s \frac{3Z}{2l} < 0 \tag{3-34}$$

防止扎刀的一个有效措施是改变刀杆的形状，使得当切削刃向下变形时，它同时会退离工件，而不是扎入工件，这样式（3-34）中的第二项会变成正刚度，当然不会再有失稳之虞。图 3-13 所示的弹性刀杆就可以满足以上要求，这种刀具的切削刃在切削力的作用下大体上沿一个圆弧移动，它在向下移动的同时，也向后退。

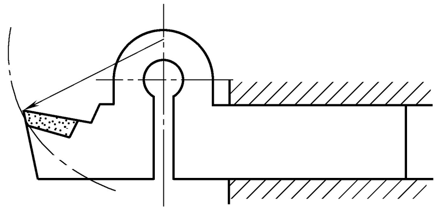


图 3-13　弹性刀杆（防止扎刀）

由以上分析可以看到，单纯的位移反馈或者只能使系统原来的正刚度增加，或者形成负刚度而引起静态不稳定，但不可能引起动态不稳定，即不可能引起自激振动。以下我们会看到，位移的延时反馈却可以引起自激振动。

3.3.2　位移的延时反馈

如果作用在系统上的瞬时激振力 $F(t)$ 不是受到当时的振动位移 $x(t)$

的控制，而是受到某一时段 T 以前的振动位移 $x(t-T)$ 的控制，则得到位移的延时反馈系统，简称为“时延系统”，其框图如图 3-14 所示。其运动方程为

$$m\ddot{x}(t)+c\dot{x}(t)+kx(t)=F[x(t-T)] \tag{3-35}$$

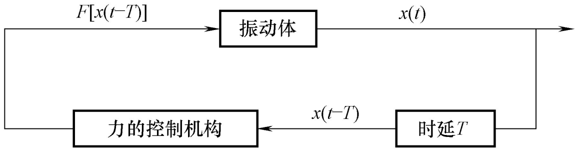


图 3-14　位移延时反馈系统框图

将式（3-35）中函数 $F[x(t-T)]$ 线性化，得

$$m\ddot{x}(t)+c\dot{x}(t)+kx(t)=px(t-T) \tag{3-36}$$

式中，

$$p=\frac{\mathrm{d}F(0)}{\mathrm{d}x} \tag{3-37}$$

时延系统可能稳定，也可能不稳定。现分析稳定与不稳定之间的一种中间状态，即系统产生等幅振动的可能性。为此，设

$$x(t)=a_0\cos(\omega t) \tag{3-38}$$

因此

$$\dot{x}(t)=-\omega a_0\sin(\omega t) \tag{3-39}$$

而

$$\begin{aligned}x(t-T)&=a_0\cos[\omega(t-T)]=a_0\cos(\omega t-\varphi)\\&=a_0\cos\varphi\cos(\omega t)+a_0\sin\varphi\sin(\omega t)\\&=\cos\varphi[a_0\cos(\omega t)]-\frac{1}{\omega}\sin\varphi[-\omega a_0\sin(\omega t)]\end{aligned} \tag{3-40}$$

式中，$\varphi=\omega T$ 是由于延时引起的相位滞后。引入符号

$$-p\cos\varphi=k' \tag{3-41}$$

$$\frac{p\sin\varphi}{\omega}=c' \tag{3-42}$$

由式（3-38）、式（3-42）可得

$$px(t-T)=-k'x(t)-c'\dot{x}(t) \tag{3-43}$$

将式（3-43）代入式（3-36），并移项得

$$m\ddot{x}(t)+(c+c')\dot{x}(t)+(k+k')x(t)=0$$

由此可见，位移的延时反馈等价于位移与速度同时反馈，它同时改变了系统的阻尼与刚度，式（3-41）、式（3-42）分别给出了由于延时反馈产生的等效刚度与等效阻尼系数。根据时延 T 的长短，可以出现负的刚度或负的阻尼，从而引起静态或动态的不稳定。

以下以金属切削过程中的“再生颤振”为例，来说明延时反馈所引起的动态不稳定现象的机理及其规律。

3.3.3　金属切削过程中的再生颤振

3.3.3.1　再生颤振系统

金属切削过程中发生的再生颤振是一种典型的由于振动位移延时反馈所导致的动态失稳现象，也是金属切削机床发生自激振动的主要原因之一。

图 3-15 是再生颤振模型。其中，机床结构被简化成一个单自由度系统，切削运动由工件的自转 N 与刀具沿工件径向的切削厚度 s_0 组成，s_0 在数量上又等于平均切削厚度。$x(t)$ 是刀具相对于工件在水平方向的振动位移，即机床结构的变形，而 $F(t)$ 是作用在刀具上的切削力。这里机床结构相当于图 3-14 中的振动体，$F(t)$ 作用在其上产生振动位移 $x(t)$；另外 $x(t)$ 又引起瞬时切削厚度 $s(t)$ 围绕其均值 s_0 变化，而这一变化又会反过来引起切削力 $F(t)$ 变化。因此，这里切削过程即成为图 3-14 中的力的控制机构，它按照振动位移来控制激振力，从而实现位移反馈。还必须看到，$s(t)$ 不仅与切削刃在当时的振动位移 $x(t)$ 有关（图 3-15 中阴影部分的内表面），而且还与工件前一转时的振动 $y(t)$ 有关（见图 3-15 中阴影部分的外表面）。由此可见，这里存在振动位移的延时反馈。

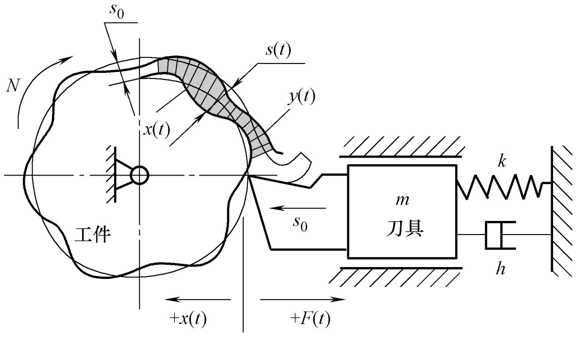


图 3-15　再生颤振模型

在平稳切削条件下，工件表面上切削厚度为 s_0 的一层金属被均匀地切下，切削刃相对于工件的运动轨迹为阿基米德螺线，如图 3-15 中细实线所示；此时切削力 F_0 为一恒量，此力作用在机床结构上，引起恒定的变形 x_0；而恒定的 x_0 又反过来保证切削厚度 s_0 恒定不变。从理论上讲，如果没有外界干扰，此平稳切削过程似乎可以一直进行下去。可是，如前所述，在实际情况下，总是存在这样或那样的扰动，因此上述平稳切削过程注定要受到扰动。如果受扰后，切削过程仍能回复到平衡状态，则过程仍然是平稳的；如果一个扰动使切削过程越来越偏离上述平衡状态，则切削过程是不稳定的。

现在假设在切削过程中突然碰到某一个干扰，例如，切削刃碰到工件材料中的某一个硬质点，切削力立即获得一个动态的增量 $\Delta F(t)$，而 $\Delta F(t)$ 作用在机床结构上，引起振动 $x(t)$，后者又使瞬时切削厚度发生了 $\Delta s(t)$ 的变化，从而引起切削力的二次变化 $\Delta F'(t)$。在一定的条件下，工件转动一转后，切削力的波动量会增加，即 $\Delta F'(t) > \Delta F(t)$。同理，工件再转动一转后，又会有 $\Delta F''(t) > \Delta F'(t)$……如此周而复始，$\Delta F$ 及 $x(t)$ 不断上升，终于形成强烈的自激振动。切削过程中的这类自激振动，称为“再生颤振”（Regenerative Chatter）。

这里要说明两点：第一，激起这一连串响应并发展成自激振动的那个“初始扰动”只作用一次，就被“遗忘”了，此后的响应是由于系统内部的“机床结构”与“切削过程”这两个矛盾着的方面相互作用而得以维持与扩大的，而与外界的扰动无关；第二，以上只是为了说明方便，才将各因素间影响的因果关系按一定的秩序来讲述，但实际上，各因素是在相互影响、相互制约中同时、连续地变化，不应该理解为一个因素改变以后，下一个才跟着变。

以下通过数学模型来分析再生颤振的机理与规律。

3.3.3.2　运动方程

按照图 3-15，可以将运动方程写成

$$m\ddot{x}(t) + \frac{h}{\omega}\dot{x}(t) + kx(t) = -\Delta F(t) \tag{3-44}$$

式中，h 是滞后阻尼系数。这里采用滞后阻尼只是为了使后面的公式比较整齐，当阻尼比较小，而系统作简谐振动时，无论采用滞后阻尼模型或粘滞阻尼模型，其差别都不大。式（3-44）右边的负号是由于对作用在

刀具上的切削力 $\Delta F(t)$ 的正向与工具振动位移 $x(t)$ 的正向作了相反的规定，如图 3-15 所示。

如果切削厚度的变化 $\Delta s(t)$ 比较小，则切削力的动态增量 $\Delta F(t)$ 可以表示为

$$\Delta F(t) = a_w k_s \Delta s(t) \tag{3-45}$$

式中，a_w 为切削宽度（mm），即图 3-15 中工件的厚度（垂直于图面度量）；k_s 为切削力的切削厚度系数（N/mm^2）。

以下求切削厚度的动态变化 $\Delta s(t)$ 与刀具工件之间的相对振动 $x(t)$ 之间的关系。将图 3-15 中的阴影部分放大、展直，绘于图 3-16 中。图 3-15中的阿基米德螺线（即平稳切削所对应的切削刃轨迹）在图 3-16 中被展成了两条平行直线，它们相距 s_0。围绕这两条直线的波浪线（即细实线与粗实线）分别是切削刃在本圈和上一圈中的切削轨迹 $x(t)$ 及 $y(t)$，它们分别构成被切削层的下表面和上表面，此两者之差即为振动切削条件下的瞬时切削厚度

$$s(t) = x(t) - y(t) \tag{3-46}$$

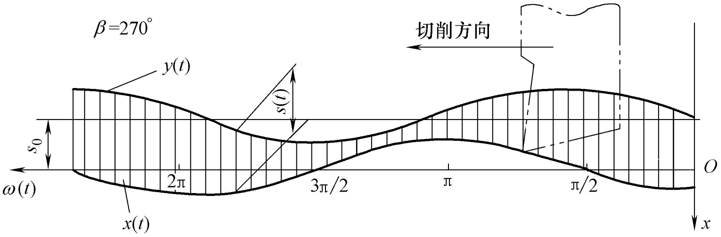


图 3-16　在工件相邻两转中刀具的切削轨迹

仍考虑 $x(t)$ 为等幅谐波的情况，即稳定与不稳定之间的临界状态，设

$$x(t) = a_0 \cos(\omega t) \tag{3-47}$$

于是，由图 3-16 有

$$y(t) = x(t - T) - s_0 \tag{3-48}$$

式中，T 为工件每转一转所需要的时间（s），

$$T = \frac{60}{N} \tag{3-49}$$

设 β 为相邻两圈切削刃波纹之间的相位差

$$\beta = T\omega = 60\omega / N \tag{3-50}$$

将式（3-47）、式（3-48）和式（3-50）代入式（3-46），得

$$\begin{aligned} s(t) &= a_0\cos(\omega t) - a_0\cos(\omega t - \beta) + s_0 \\ &= s_0 + a_0\left[(1-\cos\beta)\cos(\omega t) - \frac{1}{\omega}(\sin\beta)\omega\sin(\omega t)\right] \end{aligned} \tag{3-51}$$

记

$$1-\cos\beta = A, \sin\beta = B \tag{3-52}$$

并考虑到式（3-47）及

$$\dot{x}(t) = -\omega a_0 \sin(\omega t) \tag{3-53}$$

得

$$s(t) = s_0 + Ax(t) + \frac{B}{\omega}\dot{x}(t)$$

而切削厚度围绕其均值 s_0 的动态变化为

$$\Delta s(t) = s(t) - s_0 = Ax(t) + \frac{B}{\omega}\dot{x}(t) \tag{3-54}$$

将式（3-54）代回式（3-45），即得动态切削力的表达式

$$\Delta F(t) = a_{\mathrm{w}} k_{\mathrm{s}}\left[Ax(t) + \frac{B}{\omega}\dot{x}(t)\right] \tag{3-55}$$

此式明确表示激振力同时受到振动位移和振动速度的控制，再一次证明了位移的延时反馈相当于位移与速度同时反馈。

将式（3-55）代入运动方程即式（3-44），并移项得

$$m\ddot{x}(t) + \frac{1}{\omega}(h + a_{\mathrm{w}}k_{\mathrm{s}}B)\dot{x}(t) + (k + a_{\mathrm{w}}k_{\mathrm{s}}A)x(t) = 0 \tag{3-56}$$

这是一个单自由度系统自由振动的运动方程，其刚度系数与阻尼系数均由两部分组成：一部分是机床结构本身的刚度或阻尼，而另一部分则是由于位移延时反馈，即“再生效应”造成的切削过程的等效刚度与等效阻尼。

由式（3-52）知 $A \geqslant 0$，且通常有 $a_{\mathrm{w}}k_{\mathrm{s}}A \ll k$，即切削过程的等效刚度为正，且远远小于机床结构本身的刚度。由此看来，等效刚度只可能使系统的总刚度略有增加，对系统的特性并无实质性的影响。可是另一方面，等效阻尼 $a_{\mathrm{w}}k_{\mathrm{s}}B$ 却有可能使整个切削系统失去动态稳定性。首先，由式（3-52），β 可正可负，视 β 角而定，当 $\beta = 180° \sim 360°$时，$B = \sin\beta < 0$，因此等效阻尼 $a_{\mathrm{w}}k_{\mathrm{s}}B$ 是负的；其次，如果切削宽度 a_{w} 又足够大，则可

使 $h + a_w k_s B < 0$，即系统的总的阻尼成为负的，从而发生自激振动。

根据以上分析，可得再生颤振系统的框图如图 3-17 所示。

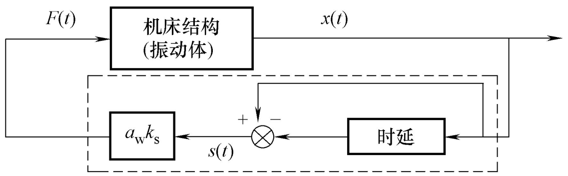


图 3-17　切削过程中的再生颤振系统框图

3.3.3.3　稳定性方程与稳定性图

在上述模型中，工件转速 N 与切削宽度 a_w 是两个主要的工艺参数。这里基于运动方程来分析工艺参数对切削系统稳定性的影响。

我们是在研究等幅振动，即稳定与不稳定之间的临界状态，为此，式（3-56）中的总的阻尼系数应该为零，即

$$h + a_w k_s B = 0 \tag{3-57}$$

由此可求出临界切削宽度

$$a_{wcr} = -\frac{h}{k_s B} = -\frac{h}{k_s}\frac{I}{\sin\dfrac{60\omega}{N}} \tag{3-58}$$

当 $a_w > a_{wcr}$ 时，系统的总阻尼变为负值，将会发生自激振动。因此，a_{wcr} 被称为“稳定性阈”。

在满足式（3-57）的条件下，式（3-56）变为

$$m\ddot{x}(t) + (k + a_w k_s A)x(t) = 0 \tag{3-59}$$

这是无阻尼系统自由振动的运动方程，其固有频率为

$$\omega = \sqrt{\frac{k + a_w k_s A}{m}} \tag{3-60}$$

或写成

$$\omega^2 = \omega_0^2 + \frac{a_w k_s A}{m} \tag{3-61}$$

式中，ω 为系统自激振动的颤振频率；ω_0 是机床结构本身的固有频率。显然 $\omega > \omega_0$，即自激振动的频率总是略高于机床结构某个失稳模态的固有频率。这是由于切削过程的等效刚度使得整个切削系统的刚度略有上升引起的。

式（3-57）和式（3-61）构成该系统的稳定性方程组

$$\begin{cases} h + a_w k_s B = 0 \\ \omega^2 = (k + a_w k_s A)/m \end{cases} \tag{3-62}$$

式中，

$$A = 1 - \cos\beta \tag{3-63}$$

$$B = \sin\beta \tag{3-64}$$

当机床结构的动态特性 m、h、k 与切削过程的特性 k_s 给定以后，由式（3-62）可解出在某一转速 N 下发生颤振的临界切削宽度 a_{wcr}，及在该临界条件下的颤振频率 ω。显然 a_{wcr}及 ω 都与工件的转速 N 有关，表示这种关系的图线称为系统的“稳定性图”（Stability Chart）。图 3-18 给出了典型的稳定性图，图 3-18a 中具有耳垂状的阴影区是不稳定区域，而水平虚线以下的区域是在所有工件转速下均属稳定的无条件稳定区。当式(3-58)中的 $\sin(60\omega/N) = -1$ 时，得最小的临界切削宽度

$$a_{wcrmin} = h/k_s \tag{3-65}$$

此即图 3-18a 中的无条件稳定区域的宽度。当 $a_w < a_{wrmin}$时，切削系统在任何工件转速 N 下均为稳定。

图 3-18b 显示出在稳定性阈上（$a_w = a_{wcr}$时），颤振频率 w 与工件转速 N 之间的关系呈齿状。

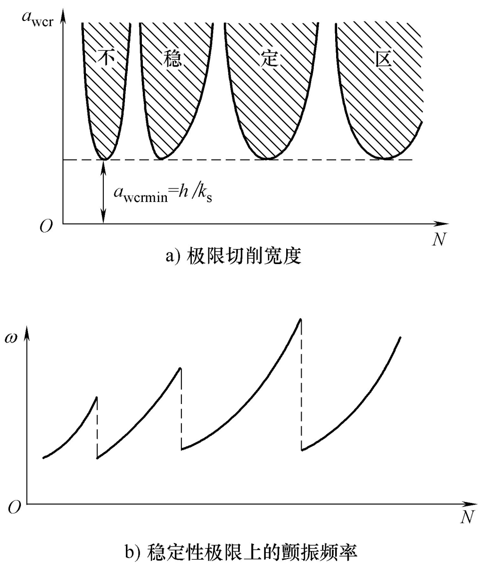


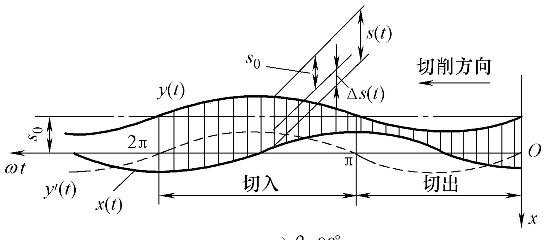
图 3-18　稳定性图

3.3.3.4　负阻尼的成因及其作用

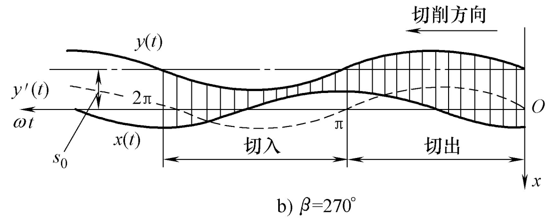
再生颤振在 $\beta = 180° \sim 360°$时，切削过程的等效阻尼是负的。下面较为详细地分析一下负阻尼的成因及其作用。

图3-19 分别给出了振动切削条件下 $\beta = 90°$与 $\beta = 270°$两种情况的被切削层的图形。其中图3-19a 为$\beta = 90°$时的情况，图中上下两波纹线之间的距离为瞬时切削厚度 $s(t) = x(t) - y(t)$，而 $s(t) = s_0 + \Delta s(t)$，即为均值 s_0及围绕均值的波动 $\Delta s(t)$ 两部分之和。可能激起振动的

是 $\Delta s(t)$ 这一部分，而 s_0 产生一恒力，只能引起系统平衡位置的变动。为了从图上消除 s_0，可将曲线 $y(t)$ 向下平移一个距离 s_0，得到虚线所示的曲线 $y'(t)$，$y'(t)$ 与曲线 $x(t)$ 之间的距离即为 $\Delta s(t)$。这里需要说明，切削厚度 $s(t)$ 只能是正的，但 $\Delta s(t)$ 却可正可负，当 $y'(t)$ 在 $x(t)$ 之上时，$\Delta s(t)>0$；反之 $\Delta s(t)<0$。同样，切削力 $F(t)$ 也不可能是负的（其正向如图 3-15 所示）。可是从式（3-45）可知，由于 $\Delta s(t)$ 的符号可变，切削力的动态分量 $\Delta F(t)$ 亦可正可负。按图 3-15 中规定的切削力 $F(t)$ 的正向可知，正的切削力会把刀具从工件推开，而负的切削力则倾向于把刀具拉向工件。另外从图 3-19a 可见，在一个运动周期中，刀具的运动轨迹可分为切出与切入两个阶段，在切出阶段刀具退出工件，而在切入阶段刀具趋向工件。当 $\beta=90°$ 时，在切出阶段的大部分时间内，$\Delta s(t)<0$，因而 $\Delta F(t)<0$，即动态切削力力图把刀具拉向工件；而在切入阶段的大部分时间内，$\Delta s(t)>0$，因而 $\Delta F(t)>0$，即动态切削力力图将刀具从工件中推开。动态切削力的方向与刀具运动速度的方向的这种关系如图 3-20a 所示，从图中可见，当 $\beta=90°$ 时，动态切削力 ΔF 的方向基本上与刀具振动速度 $\dot{x}$ 的方向相反，这时切削力起一种阻力的作用，因此系统是稳定的，即不会发生自激振动。



a) β=90°



b) β=270°

图 3-19　正阻尼与负阻尼的发生机理

如果将同样的分析应用于图 3-19b 中 $\beta=270°$ 的情况，则得到图3-20b 的结果。这时，动态切削力 ΔF 基本上与刀具振动速度 $\dot{x}$ 的方向相同，对

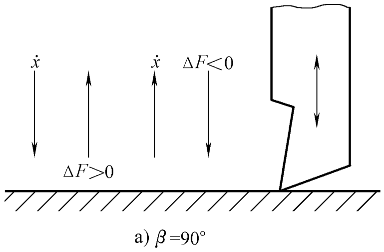


图 3-20　正阻尼与负阻尼的物理意义

于机床结构的振动来说，此时切削力是“助力”，而不是“阻力”，它助长已经发生的振动，使之不断扩大，因此系统是不稳定的。

3.3.3.5　能源传输机理

下面计算在一个振动周期中切削力对于振动系统所做的功 A：

$$A = -\int_0^T \Delta F(t)\dot{x}(t)\,\mathrm{d}t \tag{3-66}$$

式中的负号是由于 $F(t)$ 与 $x(t)$ 的正向不同所致，如图 3-15 所示。将式（3-55）、式（3-52）和式（3-53）代入上式并积分得

$$A = -\pi a_0^2 a_w k_s \sin\beta \tag{3-67}$$

由式（3-67）可见，当 $\beta = 0° \sim 180°$时，$A < 0$，即切削力对振动系统做负功，振动系统将机械能馈送回切削过程，作为热能消耗掉，因此切削过程是稳定的；当 $\beta = 180° \sim 360°$时，$A > 0$，切削力做正功，如果此正功大于机床结构的阻尼所消耗的能量，振动能量将不断积累，振动加剧，切削过程是不稳定的。此结论与前面由等效阻尼导出的结论是一致的。

其实，从图 3-19 也可直观地看出以上结果。首先记住，刀具切出时，切削力做正功，这是因为切削力 $F(t)$ 的方向总是要将刀具推离工件；而在刀具切入时，切削力做负功。现在看图 3-19a，切出阶段的切削厚度一般比切入阶段的切削厚度小，因而切出时切削力所做的正功就比较小，而切入时切削力所做的负功比较大（指其绝对数量），正负相消，切削力做了净负功。而对图 3-19b 中 $\beta = 270°$的图形作同样的分析，可知切削力做了净正功。此结论验证了式（3-67）的一般规律。

3.4 模态耦合引起的切削颤振

以上两节论述了切削系统在一个自由度上由于速度反馈或位移延时反馈产生负阻尼而激起自激振动的现象。这一节介绍在各个自由度之间（即各个模态之间）由于位移反馈促使振动系统从外界摄取能量而引发自激振动的现象。

3.4.1 模态耦合与模态耦合系统的稳定性

两自由度振动系统自由振动的运动方程为

$$m\ddot{x}+kx=0 \tag{3-68}$$

式中，$x=\{x_1, x_2\}^T$，是位移向量；而 m、k 均为二阶方阵，分别称为质量矩阵和刚度矩阵。当这两个方阵均为对角阵时，式（3-68）可写成

$$m_1\ddot{x}_1+k_1x_1=0 \tag{3-69}$$

$$m_2\ddot{x}_2+k_2x_2=0 \tag{3-70}$$

即成为两个独立的单自由度系统的运动方程。我们称在坐标 x_1、x_2下，这两个自由度既无质量耦合也无刚度耦合，这时 x_1、x_2即为该系统的自然坐标，而式（3-69）和式（3-70）即分别为两个模态的运动方程。可是以上两个方程却可能由于载荷中的位移反馈而耦合起来。设上述两个自由度上分别受到激振力 $-F_1$与 $-F_2$的作用，并且假定 F_1、F_2本身又同时受到振动位移 x_1与 x_2的控制，即 $F_1=F_1(x_1, x_2)$，$F_2=F_2(x_1, x_2)$，将它们线性化，得 $F_1=\lambda_{11}x_1+\lambda_{12}x_2$，$F_2=\lambda_{21}x_1+\lambda_{22}x_2$，于是式（3-69）和式（3-70）变为

$$m_1\ddot{x}_1+k_1x_1=-\lambda_{11}x_1-\lambda_{12}x_2 \tag{3-71}$$

$$m_2\ddot{x}_2+k_2x_2=-\lambda_{21}x_1-\lambda_{22}x_2 \tag{3-72}$$

对上式移项，并设 $k_1+\lambda_{11}=K_{11}$，$\lambda_{12}=K_{12}$，$\lambda_{21}=K_{21}$，$k_2+\lambda_{22}=K_{22}$，可将以上两式写成

$$m_1\ddot{x}_1+K_{11}x_1+K_{12}x_2=0 \tag{3-73}$$

$$m_2\ddot{x}_2+K_{21}x_1+K_{22}x_2=0 \tag{3-74}$$

这是两自由度系统自由振动的运动方程，但这两个方程不再是独立的，而是通过新的刚度矩阵 $\boldsymbol{K}_{ij}$（i，$j=1$，2）耦合起来。一般文献上将这种耦合称为“模态耦合”，其实更确切地说，应该称为“模态之间的载

荷耦合”。

以上讨论中已略去了系统本身的阻尼，而且假定只有位移反馈，因此，如果是单自由度系统，那么如前所述，是不会发生自激振动的。可是，这里是两自由度系统，振动位移在两个自由度之间的交叉反馈有可能导致系统失稳，从而引发颤振。

为了判断由式（3-73）、式（3-74）所表示的系统的稳定性，设形式解为

$$x_1(t)=A_1\mathrm{e}^{pt},x_2(t)=A_2\mathrm{e}^{pt} \tag{3-75}$$

代入式（3-73）、式（3-74），得

$$(m_1p^2+K_{11})A_1+K_{12}A_2=0 \tag{3-76}$$

$$K_{21}A_1+(m_2p^2+K_{22})A_2=0 \tag{3-77}$$

如要有非零解，必须有

$$\begin{vmatrix} m_1p^2+K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & m_2p^2+K_{22} \end{vmatrix}=0$$

展开得

$$m_1m_2p^4+(K_{11}m_2+K_{22}m_1)p^2+K_{11}K_{22}-K_{12}K_{21}=0 \tag{3-78}$$

式（3-78）即为特征方程。假定对于式（11-73）、式（11-74）所示的系统，$K_{11}>0$，$K_{22}>0$（如果不是这样，系统将是静态不稳定的）。令

$$K_{11}/m_1=n_1{}^2>0,K_{22}/m_2=n_2{}^2>0 \tag{3-79}$$

可将式（3-78）改写成

$$p^4+(n_1^2+n_2^2)p^2+(K_{11}K_{22}-K_{12}K_{21})/(m_1m_2)=0 \tag{3-80}$$

由此解出

$$(p^2)_{1,2}=\frac{1}{2}\left[-(n_1^2+n_2^2)\pm\sqrt{(n_1^2+n_2^2)^2-4\frac{K_{11}K_{22}-K_{12}K_{21}}{m_1m_2}}\right] \tag{3-81}$$

或改写成

$$(p^2)_{1,2}=\frac{1}{2}\left[-(n_1^2+n_2^2)\pm\sqrt{(n_1^2-n_2^2)^2+4\frac{K_{12}K_{21}}{m_1m_2}}\right] \tag{3-82}$$

将解出的 $(p^2)_1$ 与 $(p^2)_2$ 开方，分别得 p_1、p_2 与 p_3、p_4，系统的稳定性即取决于这四个数的取值，而 $p_1\sim p_4$ 的取值又与 $\boldsymbol{K}_{ij}$（i，$j=1$，2）诸值有关。以下扼要分析诸 $\boldsymbol{K}_{ij}$ 之间的关系对 $p_1\sim p_4$ 的取值以及系统的稳定性的影响。

1）对于一般的非自激振动的两自由度系统，由式（3-79）知 ${n_1}^2>0$，${n_2}^2>0$，且根据互易定理，$K_{12}=K_{21}$，则式（3-82）根号中的部分取正值，即

$$(n_1^2-n_2^2)^2+4\frac{K_{12}K_{21}}{m_1m_2}>0 \tag{3-83}$$

因此该根式取实数值，再假定 $K_{11}K_{22}-K_{12}K_{21}>0$，则由式（3-81）知该根式取值小于 $|n_1^2+n_2^2|$，于是 $(p^2)_1$、$(p^2)_2$ 均取负的实数值，设分别为 $-\omega_1^2$、$-\omega_2^2$，这里 ω_1、ω_2 为正实数。再开方，得

$$p_{1,2}=\pm\sqrt{(p^2)_1}=\pm \mathrm{i}\omega_1$$

$$p_{3,4}=\pm\sqrt{(p^2)_2}=\pm \mathrm{i}\omega_2$$

这对应于等幅的定常振动，系统是稳定的。

2）假设式（3-83）仍然成立，这时式（3-82）和式（3-81）中的根式取实数值；但如果假定 $K_{11}K_{22}-K_{12}K_{21}<0$，则根式取值必大于 $|n_1^2+n_2^2|$，于是 $(p^2)_1>0$，再开方，得

$$p_{1,2}\pm\sqrt{(p^2)_1}=\pm\xi$$

式中，ξ 为正实数，解中包含 $\mathrm{e}^{\xi t}$ 的成分，为非周期发散的不稳定解，即静态不稳定解。

综合以上两点，可知在式（3-83）的条件下，系统要么存在稳定的周期运动（由于系统中实际上存在着阻尼，此周期运动必然会被衰减掉），要么出现静态不稳定，但不会产生动态不稳定，即不会发生自激振动。

3）如果有

$$({n_1}^2-{n_2}^2)^2+4\frac{K_{12}K_{21}}{m_1m_2}<0 \tag{3-84}$$

则由式（3-82）知两根为共轭复数

$$(p^2)_{1,2}=-h\pm \mathrm{i}l$$

再开方，得

$$p_{1,2,3,4}=\sqrt{(p^2)_{1,2}}=\pm(\xi\pm \mathrm{i}\omega)$$

式中，h、l、ξ、ω 均为正实数。而由式（3-75）知系统的解为（以 x_1 为例）

$$x_1(t) = Ae^{\xi t}e^{i\omega t} + Be^{\xi t}e^{-i\omega t} + Ce^{-\xi t}e^{i\omega t} + De^{-\xi t}e^{-i\omega t}$$

其中前两项即为振幅不断上升的自激振动项。

两自由度（或多自由度）系统因满足式（3-84）而出现的自激振动，称为模态耦合型自激振动。它显然不同于前面讲过的由于负阻尼激发的自激振动，因为这里我们并未涉及阻尼问题。

回顾式（3-79），n_1、n_2是系统的两个自由度在不存在相互耦合的条件下（$K_{12} = K_{21} = 0$）的固有频率；而式（3-84）表明，n_1与n_2这两个频率相距越近，则越易于引起模态耦合的自激振动。这一点，我们在后面还会讲述到。

3.4.2　金属切削中的模态耦合自激振动

试考虑一镗杆，其横截面为长方形，在其端部装有刀夹与镗刀，如图 3-21a 所示。刀夹连同镗刀可在 x_1、x_2两个相互垂直的方向上振动。设镗杆（可视为一悬臂梁）在此两方向上的刚度系数分别为 k_1 与 k_2，由图可见

$$k_1 < k_2 \tag{3-85}$$

设刀夹连同镗杆的等效质量为 m，该振动系统的简图可用图 3-21b 来表示。图中 y 轴为工件上被切削表面的法线方向，切削厚度 s_0即在此方向上测量。$F = F_0 + \Delta F$ 为刀具所受切削力。

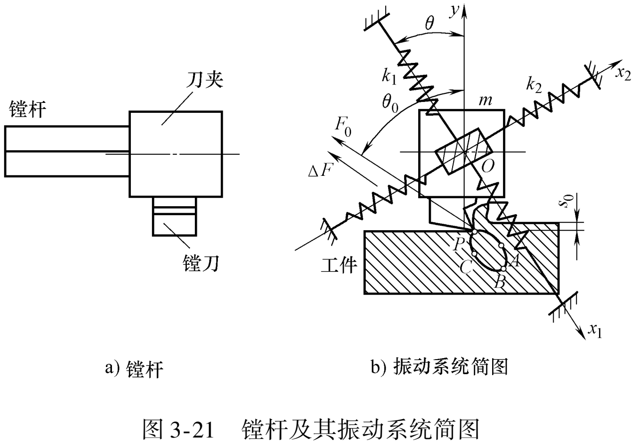


图 3-21　镗杆及其振动系统简图

如果不考虑切削力的作用，此系统的运动方程为

$$m\ddot{x}_1 + k_1 x_1 = 0 \tag{3-86}$$

$$m\ddot{x}_2 + k_2 x_2 = 0 \tag{3-87}$$

这是两个独立的单自由度系统的运动方程，其间无耦合。此外，此例中两个自由度的质量均为 m。下面就会看到，正是切削力的作用，使这两个自由度上的运动耦合起来，并导致自激振动。其中，切削过程仍然起着力的控制机构与位移反馈的作用。

由于切削力的作用，运动方程变为

$$m\ddot{x}_1 + k_1 x_1 = -\Delta F_{11} - \Delta F_{12} \tag{3-88}$$

$$m\ddot{x}_2 + k_2 x_2 = -\Delta F_{21} - \Delta F_{22} \tag{3-89}$$

式中，ΔF_{11}是由于 x_1 轴正方向的振动位移在该轴负方向引起的切削力的增量，可推导如下：设切削刃在 x_1 轴正向的位移量为 x_1，其在 y 轴负向的投影为 $x_1\cos\theta$，此即切削厚度的变化量 Δs，Δs 引起切削力的增量 $\Delta F = a_w k_s \Delta s = a_w k_s x_1 \cos\theta$，假定 ΔF 作用在平均切削力 F_0 的方向上，而 ΔF 在 x_1 轴负向上的投影 ΔF_{11} 即为

$$\Delta F_{11} = a_w k_s x_1 \cos\theta \cos(\theta_0 - \theta) \tag{3-90}$$

式中，a_w、k_s 分别为切削宽度（或工件的厚度）和切削力的切削厚度系数，其意义与式（3-45）中同样符号的意义相同。角度 θ 与 θ_0 的意义可从图 3-21b 中看出。

由于 ΔF_{11} 的作用方向是指向 x_1 轴的负向，故在式（3-88）右边的 ΔF_{11} 前冠以负号，式（3-88）、式（3-89）右边其他负号的来源也相同。

ΔF_{12}是由于 x_2 轴正方向的振动位移在 x_1 轴负方向上引起的切削力的变化，

$$\Delta F_{12} = a_w k_s x_2 \cos(90° + \theta)\cos(\theta_0 - \theta) \tag{3-91}$$

ΔF_{21}、ΔF_{22}的意义可类推为

$$\Delta F_{21} = a_w k_s x_1 \cos\theta \cos[90° - (\theta_0 - \theta)] \tag{3-92}$$

$$\Delta F_{22} = a_w k_s x_2 \cos(90° + \theta_0)\cos[90° - (\theta_0 - \theta)] \tag{3-93}$$

需要说明的是，除了上述切削力的动态变化量 ΔF_{ij}（i，$j=1$，2）以外，作用在刀具上的还有平均切削力 F_0，它是由平均切削厚度 s_0 引起的。在式（3-88）、式（3-89）的右边并未计入 F_0，这是由于图 3-21b 中 x_1、x_2 坐标系的原点 O 是放在 F_0 作用后的静平衡位置上，因而振动位移 x_1、x_2 是从静平衡位置开始计算的。

将式（3-90）~式（3-93）代入式（3-88）、式（3-89）的右边，并

移项得

$$m\ddot{x}_1 + [k_1 + a_w k_s \cos\theta\cos(\theta_0 - \theta)]x_1 + a_w k_s \cos\theta'\cos(\theta_0 - \theta)x_2 = 0 \tag{3-94}$$

$$m\ddot{x}_2 + a_w k_s \cos\theta\cos(\theta_0 - \theta')x_1 + [k_2 + a_w k_s \cos\theta'\cos(\theta_0 - \theta)]x_2 = 0 \tag{3-95}$$

式中

$$\theta' = \theta + \pi/2 \tag{3-96}$$

即

$$\begin{cases} K_{11} = k_1 + a_w k_s \cos\theta\cos(\theta_0 - \theta) \\ K_{12} = a_w k_s \cos\theta'\cos(\theta_0 - \theta) \\ K_{21} = a_w k_s \cos\theta\cos(\theta_0 - \theta') \\ K_{22} = k_2 + a_w k_s \cos\theta'\cos(\theta_0 - \theta) \end{cases} \tag{3-97}$$

可将式（3-94）、式（3-95）缩写为

$$m\ddot{x}_1 + K_{11}x_1 + K_{12}x_2 = 0 \tag{3-98}$$

$$m\ddot{x}_2 + K_{21}x_1 + K_{22}x_2 = 0 \tag{3-99}$$

式（3-98）、式（3-99）与式（3-73）、式（3-74）的一般式相同。现在按前述关于式（3-73）、式（3-74）所示系统的稳定性和自激振动的分析与结论来考查式（3-98）、式（3-99）所表示的切削系统的动态稳定性问题。式（3-83）与式（3-84）分别表示了不会出现与将会出现自激振动的条件。下面分析这两种条件之间的临界状态：

$$(K_{11} - K_{22})^2 + 4K_{12}K_{21} = 0 \tag{3-100}$$

将式（3-97）代入式（3-100），可解出临界切削宽度为

$$a_{wcr} = \frac{1}{k_s}\frac{k_2 - k_1}{u_1 - u_2 + 2\sqrt{-u_1 u_2}} \tag{3-101}$$

式中

$$u_1 = \cos\theta\cos(\theta_0 - \theta) \tag{3-102}$$

$$u_2 = \cos\theta'\cos(\theta_0 - \theta') \tag{3-103}$$

u_1和u_2分别称为x_1和x_2轴的方向系数。在给定的条件（k_s、k_1、k_2、u_1、u_2）下，如果切削宽度$a_w > a_{wcr}$，则切削系统将会发生自激振动（振

幅上升)；如果 $a_w < a_{wcr}$，则不会发生自激振动（初始振幅会因实际存在的阻尼而衰减)。

从物理意义上看，a_{wcr}应为正实数，为此要求式（3-101）中的

$$u_1 u_2 < 0 \tag{3-104}$$

将式（3-102)、式（3-103）和式（3-96）代入式（3-104)，并化简得

$$\cos^2\theta_0 - \cos^2(2\theta - \theta) < 0 \tag{3-105}$$

而为使上式满足，一定要有

$$0 < \theta < \theta_0 \tag{3-106}$$

从图 3-21b 可见，以上条件相当于 x_1轴（即刚度较小的轴）应落在工件表面法线方向 y 与切削力 F_0 的方向之间，才可能发生自激振动，而在此角度范围之外，$\sqrt{-u_1 u_2}$为虚数，a_{wcr}不存在，系统不会由于模态耦合而发生自激振动。在式(3-106)表示的范围内，a_{wcr}与 θ 角的关系以极坐标图表示在图 3-22 中。图中，工件表面的法线方向 y 与切削力 F_0 的方向及其间夹角 θ_0 视为不变，这也就是将工件与工具的位置视为不变。变化的是 θ 角，即镗杆截面刚度较小的方向（x_1 轴）相对于 y 轴的取向角，θ 在 0° ~ θ_0 的范围内，a_{wcr}随 θ 而变化，而在 $\theta = \theta_0/2$ 时，a_{wcr}取极小值。在 0° ~ θ_0 以外，a_{wcr}不存在。

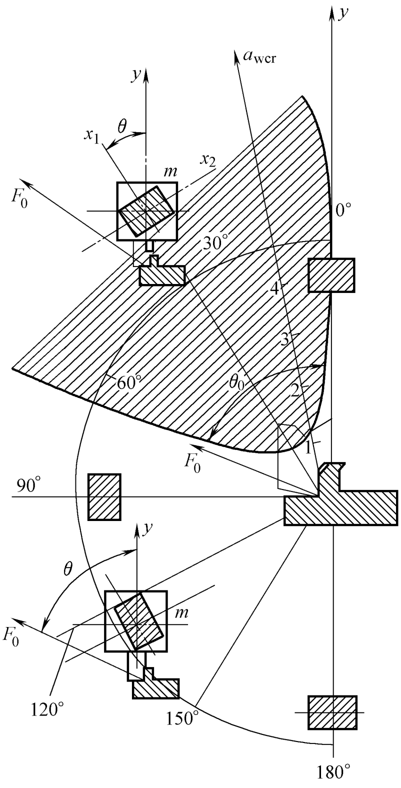


图 3-22　镗杆的模态耦合稳定性图

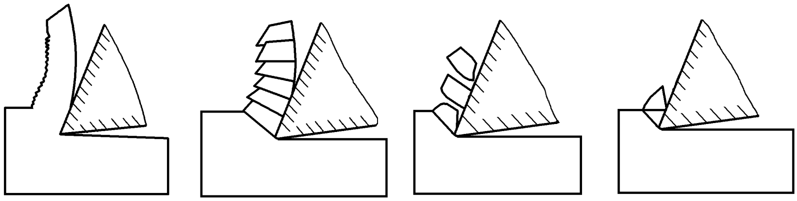
以上结果给我们提供了一些颇具实际意义而又出乎意料的启示。首先是如何布置刀具系统的刚度主轴方向的问题：应该尽量避免将最小刚度的方向布置在 F_0与 y 的夹角内，万不得已，也应尽可能避开 $\theta = \theta_0/2$

的位置。其次，式（3-101）表明，a_{wcr}与刚度差 $k_2 - k_1$成正比，因此圆形截面的镗杆（$k_2 = k_1$）最容易产生模态耦合的自激振动。而对镗杆在两个相对的方向上加以削扁，使得 $k_1 < k_2$，这样似乎是削弱了系统的刚度，但事实上只要合理布置刚性立轴的方向，反而有利于提高 a_{wcr}，即提高系统抗模态耦合自激振动的能力，这一结论似乎与常识相悖，可是确已得到实验的验证[124]。

在结束这一小节之前，我们来直观地说明一下金属切削过程中的模态耦合颤振的能量机理。先看图 3-21b，由于自激振动，切削刃在工件中的移动轨迹为一椭圆 $PABCP$，其长轴沿 x_1 轴的方向。注意到切削力 F_0与 ΔF 的方向，可见在切削刃沿 PAB 切入工件时，切削力做负功；而在切削刃沿 BCP 切出工件时，切削力做正功。可是，切削刃在行程 BCP 时的切削厚度比较小，因而负功的数量较小；而在行程 PAB 时的切削厚度比较大，因而正功较大，正负相消，在每个振动周期中切削力都对振动系统做了净正功，这正是自激振动所赖以不断扩大的能量来源[125]。

第 4 章　淬硬钢高速精密切削加工切屑形成特征研究

在切削加工中，被加工材料经受强烈的弹塑性变形，剪切滑移形成切屑。切屑变形过程中会产生切削抗力和大量切削热，在刀具工作区域形成高压高温的变形区。不同的工件材料和切削条件，切削时通常会形成四种类型的切屑：带状切屑、锯齿形切屑、单元切屑和崩刃切屑，如图 4-1 所示。



a) 带状切屑　b) 锯齿形切屑　c) 单元切屑　d) 崩刃切屑

图 4-1　切屑类型

硬态切削过程最主要的特征是易产生锯齿形切屑。锯齿形切屑变形的波动会导致切削力高频地周期波动，形成对切削工艺系统的冲击，诱发切削振动，并影响加工精度、表面粗糙度和刀具寿命等，切屑变形过程对切削加工的顺利与否将产生巨大的影响。因此，分析研究淬硬钢精密切削时的切屑形成特征具有重要的意义。

目前，国内外学者进行切屑形成研究的实验方法主要有高速摄影机拍摄法和切屑横断面显微分析法两种。高速摄像机进行切屑形态研究，利用慢放功能可以动态再现成屑过程，但对于高速切削，高速摄影机的快门速度仍不能满足切屑变形微观研究的需要，一般只能用于高速切削加工切屑宏观的观察分析；而切屑横断面显微分析法虽不能观测到动态的成屑过程，但可以对切屑形态进行微观分析。本节以淬硬钢 GCr15 为

研究对象，采用切屑横断面显微分析法，并结合正交切削数值模拟分析，研究其锯齿形切屑的变形机理。

4.1　淬硬钢 GCr15 切屑形成的切削实验条件

切削实验在 CA6140 卧式车床上进行，采用 CoroTurn RC 刚性夹紧 DCLNR/L2020K12 型常规刀杆和瑞典山特维克可乐满（Sandvik Coromant）PCBN7015 负前角基本形状刀片（r_ε = 0.4mm），在不同切削条件下外圆切削淬硬轴承钢 GCr15，对切屑形成特征进行研究。图 4-2 是淬硬钢 GCr15 切屑形成的切削实验照片。

图 4-2　淬硬钢 GCr15 切屑形成的切削实验照片

4.2　精密切削淬硬钢 GCr15 的锯齿形切屑微观观察

采用 JSM—6360LV 电子显微镜观察实验获得的切屑外观形貌，切屑经镶嵌和磨抛后，在基恩士（KEYENCE）三维显微系统下观察并测量其形态，如图 4-3 所示。淬硬钢 GCr15 高速精密切削加工会产生带状和锯齿形两种切屑形态。

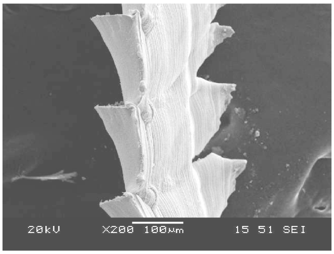
4.2.1　锯齿形切屑齿顶端面微观形貌

用电子扫描电镜观察锯齿形切屑齿顶端面的微观形貌，如图 4-4 所示，可见锯齿形切屑齿顶端面由多层起伏的齿状剪切面组成，单个齿面上不光滑但没有裂纹，齿根到齿顶方向有挤压沟痕，具有绝热剪切滑移后断面的典型特点。切屑的两个边缘并不齐整，每个切屑单元的边缘呈一个花瓣形，是间歇性的塑性剪切失稳造成的结果。

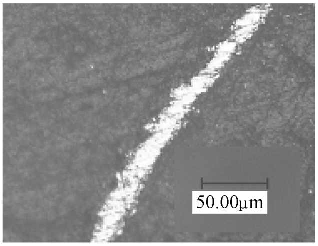
4.2.2　锯齿形切屑底端面微观形貌

图 4-5 是锯齿形切屑底端面微观形貌。由于锯齿形切屑底端面切屑形成过程中受刀具挤压作用，切屑中部形成了沿切屑流出方向的明显挤压

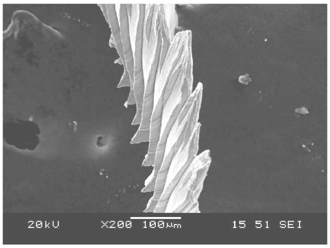
滑动痕迹，且划痕呈不规则的曲线，说明在切削过程中切屑流出方向会产生不断的变化；切屑的两端呈花瓣形，没有刀具与切屑相互作用产生的挤压划痕，是一种塑性剪切失稳造成的自由塑性变形生长状态。



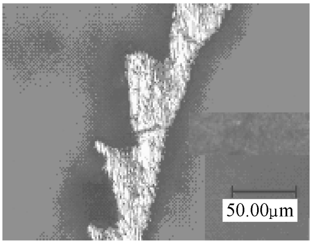
a) 带状切屑外貌



b) 带状切屑截面



c) 锯齿形切屑外貌



d) 锯齿形切屑截面

图 4-3　淬硬钢高速精密切削加工切屑微观形态

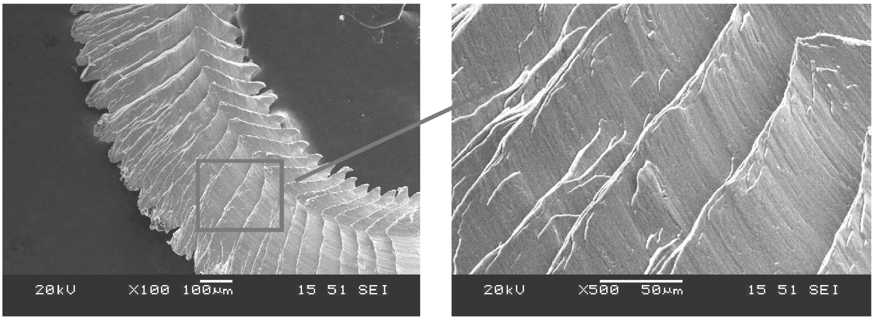


图 4-4　锯齿形切屑齿顶端面微观形貌

4.2.3　锯齿形切屑横断面微观观察

把切屑进行横向的镶嵌，并依次用粗砂纸、细砂纸及抛光机进行磨抛后，采用4%酒精和硝酸的混合溶液对镶嵌的试样进行腐蚀，腐蚀后用清水冲洗，然后用电吹风迅速吹干。把制成的镶嵌试样放在电子扫描电

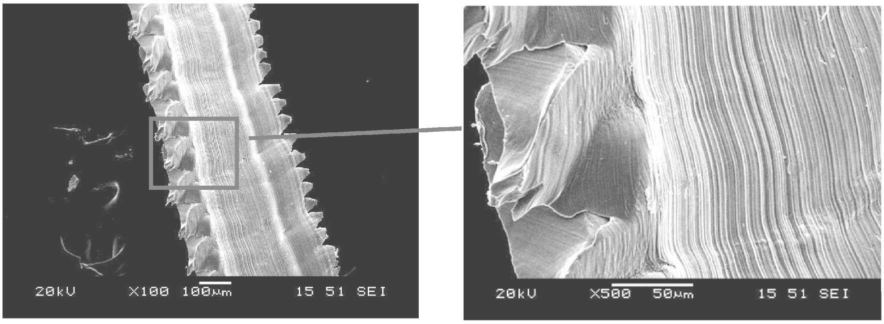


图 4-5　锯齿形切屑底端面微观形貌

镜下观察，如图 4-6 所示。可清晰观测到经腐蚀后呈白亮色的由于绝热剪切破坏而形成的绝热剪切带，在绝热剪切带内组织密化，可见分布密集的明显滑移线，滑移线内的组织经历了大塑性变形后被拉长呈细长状态，在绝热剪切带的方向有裂纹产生。

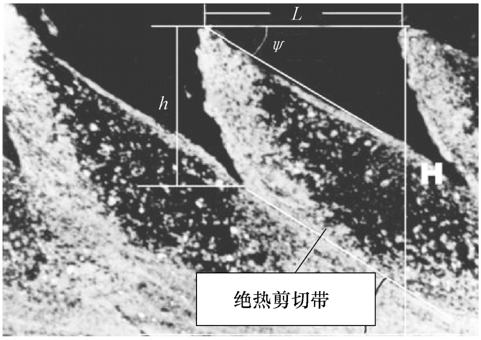


图 4-6　锯齿形切屑横断面微观观察（×1500）

4.2.4　锯齿形切屑断裂面微观形貌

图 4-7 显示的是锯齿形切屑断裂面 SEM 高倍放大照片。可见表面并不是非常光滑，呈现的是很小的瘤状组织，在瘤状组织之间存在大量的细小微坑和小面积近似熔化冷却后形成的平坦面，也没有发现微裂纹。因此，轴承钢 GCr15 淬硬切削的锯齿形切屑剪切面上发生的断裂显然不是周期性脆性断裂引起的。

这些平坦瘤状组织的形成原因为：由于微孔洞生长和聚合而引起的绝热剪切断裂，以及随后发生的对断裂面大面积相对剧烈摩擦，会产生大量的摩擦热，这些摩擦热引起断裂面内热起伏，甚至发生局部熔化，使拉长韧窝之间的韧带消失，失去了方向性，就形成了图 4-7 所示的平坦瘤状组织。

根据平坦瘤状组织的断裂面微观形貌可以判断，绝热剪切失稳产生

之前没有明显的组织损伤，整个韧性剪切断裂过程都是在热软化的状态下发生，并受到微孔洞形核、长大和聚合机制的控制。

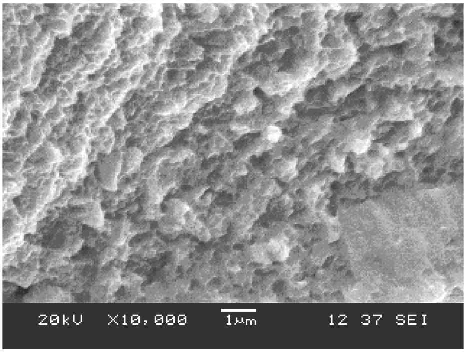


图 4-7　锯齿形切屑断裂面 SEM 高倍放大照片

4.3　淬硬钢精密切削过程绝热剪切行为的有限元模拟与分析

目前，研究淬硬钢精密切削过程切屑变形的绝热剪切行为大部分采用切屑横断面显微分析方法。此方法不能有效分析切屑形成过程绝热剪切行为的动态过程，利用高速摄影机拍摄切削过程，又不能很好地显示微观变形过程。应用有限元分析方法可以获得微观动态的绝热剪切行为，是一种非常有效的研究方法，可以实现对切削加工中的切削变形、切削力、切削温度、表面残余应力和切屑形态等情况进行预测。

4.3.1　淬硬钢精密切削过程二维有限元模型的建立

金属切削属于非线性大塑性变形，有限元分析软件必须具有良好的非线性有限元计算能力。数值模拟分析软件采用商品化有限元分析软件 DEFORM（Design Environment for Forming）。

1. 几何模型与网格划分

以二维正交切削有限元模型为研究对象进行切削模拟时，切削参数主要为切削厚度和切削速度。考虑模拟形成切屑的长度和加工变形区，工件尺寸设定为 0.8mm × 2mm，采用平行四边形平面应变单元，工件底部被约束，靠近接触区的网格较密，如图 4-8 所示。

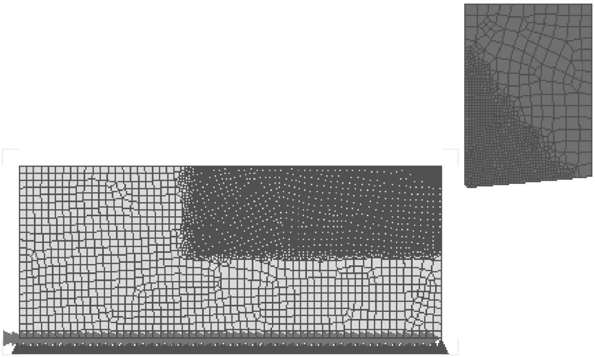


图 4-8　二维正交切削有限元模型

边界条件如图 4-8 所示，设定刀具移动、工件固定的方式，模拟开始时的环境温度、刀具温度和工件温度均为 20℃。

刀具设置为刚体，工件材料为 GCr15，刀具材料为 PCBN，刀具前角为 0°、后角为 5°，切削刃钝圆半径为 0.01mm。

设定有限元仿真的切削速度 v_c 为 200m/min、切削厚度为 0.1mm，进行二维正交切削数值模拟。由于绝热剪切带的影响区域特别狭窄，应变梯度和温度梯度很大，网格密度不足就难以模拟出绝热剪切带。在计算时，采用高密度的网格划分和高频率的网格重划等技术手段，最终模拟出淬硬钢切削过程的绝热剪切行为和锯齿形切屑形成过程。

2. 工件材料本构模型

采用 John Cook 材料模型，流动应力[126]为

$$\sigma = (A + B\bar{\varepsilon}^n)(1 + C\ln\dot{\bar{\varepsilon}})(1 - \bar{T}^m) \tag{4-1}$$

式中，σ 为流动应力（MPa）；$\bar{\varepsilon}$ 为等效塑性应变；A、B 和 n 分别为应变常量（MPa）、应变硬化系数（MPa）和应变指数；$\dot{\bar{\varepsilon}}$ 为等效塑性应变率，C 为应变率系数；m 为温度指数；$\bar{T}$ 为切削平均温度，可以表示为

$$\bar{T} = \frac{(T - T_{\text{room}})}{(T_{\text{melt}} - T_{\text{room}})} \tag{4-2}$$

式中，T_{melt} 和 T_{room} 分别表示融化温度和室内温度。

3. 刀屑接触摩擦模型

采用做金属切削模拟时常用的修正 Coulomb 摩擦模型：

$$\tau_c = \min(\mu, \sigma_n, \tau_s)$$

式中，τ_c、μ、σ_n、τ_s 分别为滑动面临界剪切力、摩擦系数、接触面压力、

接触面软材料的临界剪切屈服强度。

4. 网络重新划分

为使计算收敛，采用自适应网络重划的方法进行网格重划，避免网格的过度畸变，保证刀具和工件的接触条件。

利用软件的网格密划分窗口，进行切削区网格的局部密划。靠近塑性变形区的网格密度较大，其他区域的网格密度较小。这样既保证模拟计算的精度，又控制了单元格的数量，减少了计算时间。

5. 断裂准则

断裂准则采用 Cockroft- Latham 准则：

$$C_{\mathrm{i}} = \int_{0}^{\varepsilon_{\mathrm{f}}} \bar{\sigma}\left(\frac{\sigma^{*}}{\bar{\sigma}}\right) \mathrm{d}\bar{\varepsilon} \tag{4-3}$$

式中，C_{i}为单轴拉伸实验得到的断裂系数；$\bar{\sigma}$ 为有效应力；σ^{*} 为最大应力；ε_{f}为有效应变。

6. 温度场的计算

工件在第一变形区弹塑性变形、刀-屑摩擦和刀具-工件已加工表面摩擦是切削过程的三个热源。本书的计算中，功热转换因子和转换效率因子均选择0.9，摩擦热分别传入刀具和切屑，在计算时认为在界面处生成的热量传导是均衡的，一半施加给工件，另一半施加给刀具。

4.3.2 锯齿形切屑形成过程的有限元模拟结果

截取整个锯齿形切屑一个单元发展过程中有代表意义的6 个时刻的模拟结果，即 a ~ f 时刻，得到其等效应力、应变、切削温度和切削力的模拟仿真结果。这 6 个时刻分别对应图 4-9 ~ 图 4-11 中的 a ~ f 图及图4-12、图 4-13 中的 a ~ f 点。

4.3.2.1 等效应变仿真结果

图 4-9 为锯齿形切屑一个单元发展过程中的等效应变仿真结果。在一个切屑单元形成开始时，最大的等效应变出现在刀尖位置，当到达 d、e 点时，最大等效应变向第一变形区扩散，第一变形区和刀屑接触面形成两个等效应变很高的区域。此时在剪切面上发生塑性失稳，产生集中的剪切滑移，形成绝热剪切带，并最终形成一个锯齿形切屑单元。

锯齿形切屑形成过程的变形有两部分，第一部分是在绝热剪切带的绝热剪切滑移，这部分变形量很大；另一部分的变形量相对较小，是切

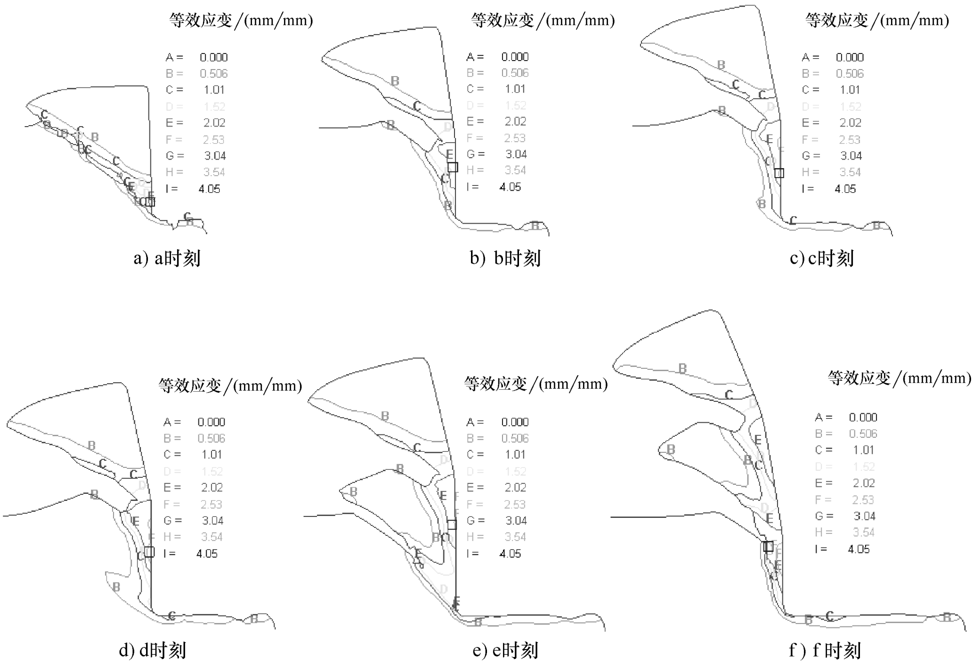


图 4-9　锯齿形切屑一个单元发展过程中的等效应变仿真结果

屑节段内部塑性变形，使切屑外表面隆起，待切削的平行四边形材料经过切削后梯形化。

4.3.2.2　等效应力仿真结果

图 4-10 为锯齿形切屑一个单元发展过程中的等效应力分布情况仿真结果。在锯齿形切屑单元形成的最初 a、b 阶段（图 4-10a、b），等效应力的最大值在刀尖区域，并依次向外逐渐减小，分布较均匀；c、d 阶段（图 4-10c、d），第一变形区出现应力较大区域，在第一变形区的未加工表面一侧，出现最大等效应力，d 点时刻发生绝热剪切失稳，第一变形区内的等效应力达到材料的破坏应力，然后产生断裂，如图 4-10 e 所示。此时最大等效应力回到刀尖区域，并继续发生塑性变形，最后形成锯齿形切屑的一个单元（图 4-10f）。

4.3.2.3　切削温度仿真结果

图 4-11 为锯齿形切屑一个单元发展过程中的切削温度分布情况仿真结果。在开始阶段，最大切削温度出现在刀尖区域及其附近的刀屑接触区域，随着切削的进行，第一变形区内温度逐渐升高，在 d 时刻后，第

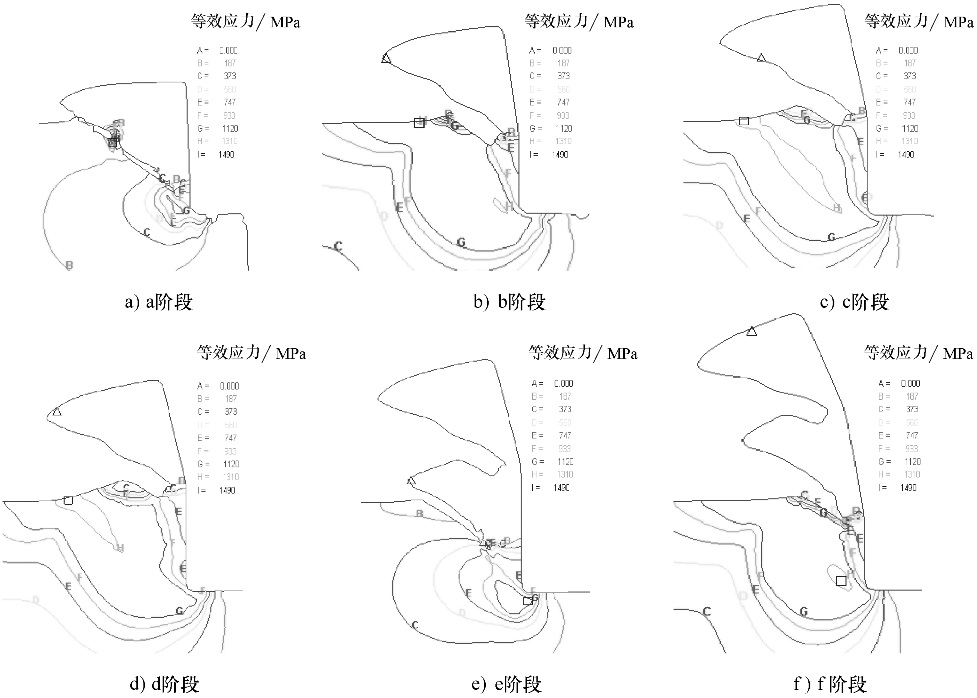


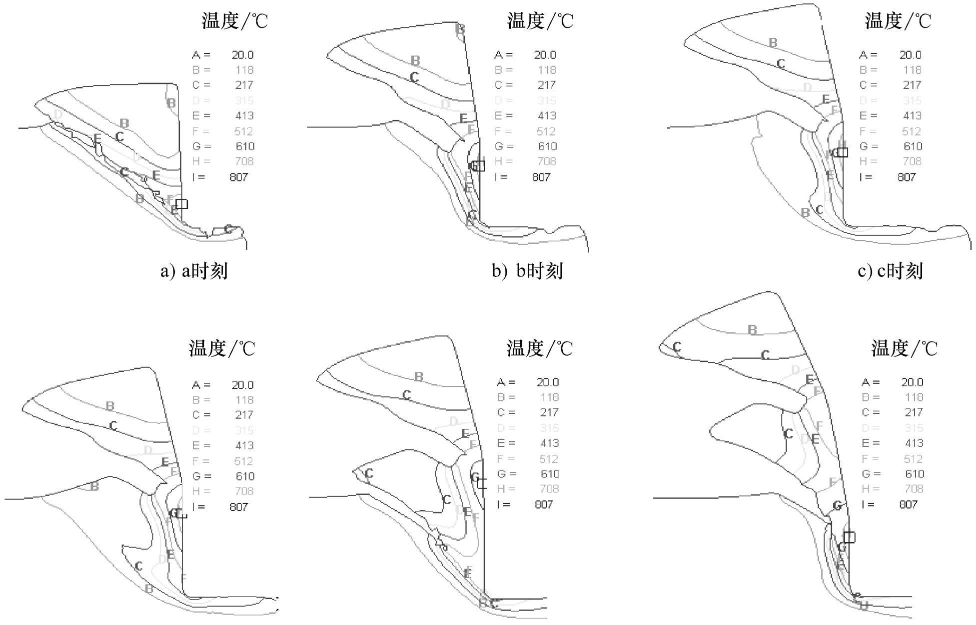
图 4-10　锯齿形切屑一个单元发展过程中的等效应力分布情况仿真结果

一变形区靠近刀尖一侧出现切削温度较高区域，随后发生塑性剪切失稳，第一变形区温度有一个下降的过程然后回升，最后形成完整的一节锯齿形切屑。

4.3.2.4　一个切屑单元形成过程的切削力与切削温度描述

图 4-12 和图 4-13 为锯齿形切屑一个单元发展过程中的切削力仿真结果与第一变形区靠近刀尖处的切削温度仿真结果。前一切屑单元在 a 点时刻呈锯齿状，在 b 点时刻已完全形成，同时新切屑单元在刀具的作用下开始外表面隆起，产生少量变形；b 点时刻与 c 点时刻之间形成切削力最大区域，在 c 点时刻，切屑外表面继续隆起，切屑底面在前面上的滑动量较小，使切屑变形为梯形，此单元的切屑形状已基本形成，应力、应变率和温度的最高值均出现在刀尖附近，于是在刀尖处的材料发生软化，并在剪切面上发生了塑性失稳，产生集中的剪切滑移；c 点时刻与 d 点时刻之间切削力迅速下降，在刀具的挤压作用下，已发生滑移的切屑单元继续滑移，d 点和 e 点时刻之间切削力上升，而在 e 点时刻此单元切屑完

全形成，且下一单元切屑的滑移区也已经形成。



a) a时刻　b) b时刻　c) c时刻

d) d时刻　e) e时刻　f) f时刻

图 4-11　锯齿形切屑一个单元发展过程中的切削温度分布情况仿真结果

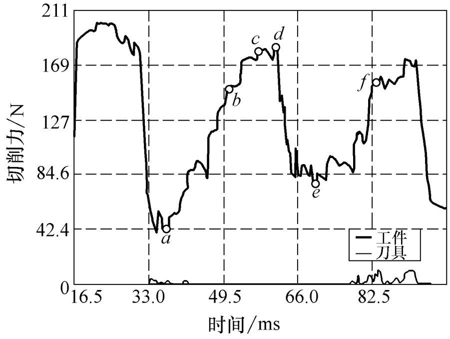


图 4-12　锯齿形切屑一个单元发展过程中的切削力仿真结果

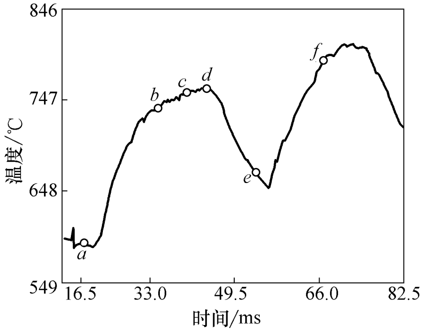


图 4-13　锯齿形切屑一个单元发展过程中的第一变形区靠近刀尖处的切削温度仿真结果

4.3.2.5　发生剪切失稳时刻仿真结果描述

观察等效应变、等效应力、切削温度和切削力的模拟结果，在 d 点

时刻发生剪切失稳，可看出等效应变、等效应力和温度均在刀尖处具有最高值，此处材料发生软化，使得第一变形区的承载能力下降并发生集中滑移，形成锯齿形切屑单元后，切削力下降。在刀具的挤压作用下，已发生滑移的切屑单元继续滑移，e 点时刻后切削力又呈上升趋势。

剪切失稳时刻可以描述为：刀具挤压被切削层，在刀尖处的变形、温度较高，易于形成热软化区。由于热软化区的存在导致切屑根部滑移区的承载面积下降，出现过载，此时发生塑性失稳。

4.4 锯齿形切屑形成过程模型

如图 4-14 所示，锯齿形切屑形成模型可概述为如下三个阶段：

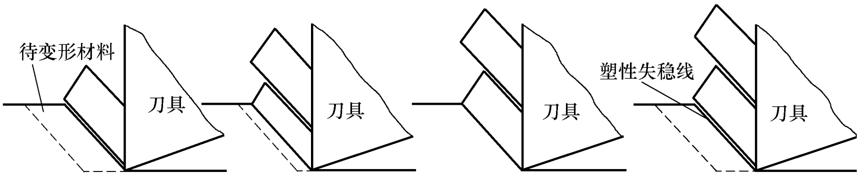


图 4-14 锯齿形切屑形成过程模型

（1）切削材料梯形化 前一切屑单元完全形成后，新切屑单元在刀具的作用下开始外表面隆起，刀尖处的应力应变率和温度明显提高，产生少量变形，切屑底面在前面上的滑动量较小，使切屑变形为梯形，此单元的切屑形状已基本形成。

（2）绝热剪切滑移 刀具挤压被切削层，局部区域内温度升高，刀尖前方形成热软化区，材料的破坏应力值降低，在绝热剪切带发生绝热剪切滑移。

（3）继续滑移形成切屑单元 刀具继续对切削层材料产生挤压，已发生滑移的切屑单元继续滑移，同时下一单元切屑的滑移区也已经形成。

4.5 精密切削淬硬钢 GCr15 的切屑形态研究

锯齿形切屑的变形程度可用锯齿形切屑节距 P_c 来描述，也可以用锯齿化程度 G_s 表示[127]：

$$G_s = (h_1 - h_2)/h_1 \tag{4-4}$$

式中，h_1 为从切屑底面测量的锯齿块高度；h_2 为从切屑底面测量的锯齿根部高度。如图 4-15 所示，G_s 大则表示锯齿化程度高。观测位置不同会造成一定的测量误差，选取 10 个位置进行测量取平均值。在不同切削用量下切削淬硬钢 GCr15，对所产生的切屑形态进行统计。

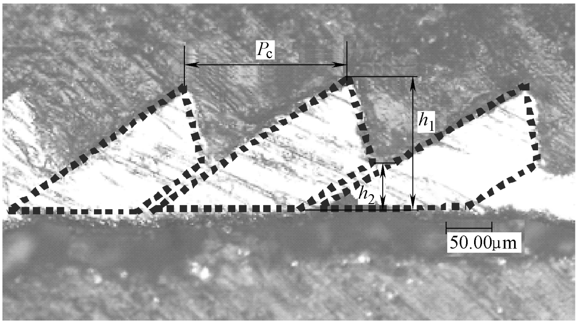


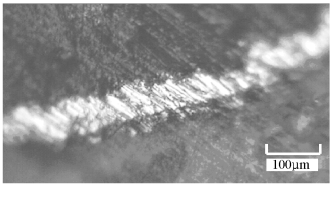
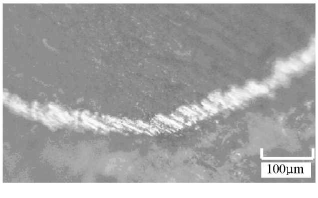
图 4-15　锯齿形切屑的锯齿化程度评价方法

4.5.1　不同切削速度对切屑形态的影响

切削硬度分别为 62 ~ 64HRC 和 50 ~ 52HRC 的淬硬轴承钢 GCr15，在不同切削速度下得到的切屑试样（f = 0.1mm/r，a_p = 0.1mm）经镶嵌和磨抛后，在基恩士三维显微系统下观察并测量。不同切削速度下的切屑横断面形态见表 4-1。

低速切削时会生成带状切屑，高速切削时会形成锯齿形切屑，切削速度越高，切屑单元之间分离程度越大；硬度为 62 ~ 64HRC 的工件在切削速度为 60m/min 时开始生成锯齿形切屑，而硬度为 50 ~ 52HRC 的工件，在切削速度为 140m/min 时才形成锯齿形切屑。

表 4-1　不同切削速度的切屑横断面形态

v_c /(m/min)	62 ~ 64HRC		50 ~ 52HRC	
30				
	G_s = 0	P_c = 0mm	G_s = 0	P_c = 0mm

（续）

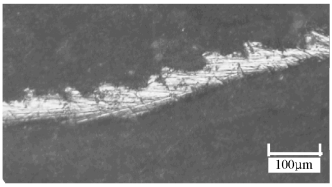
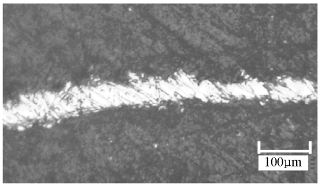
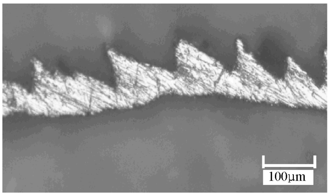
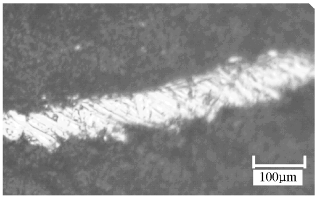
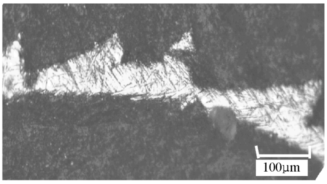
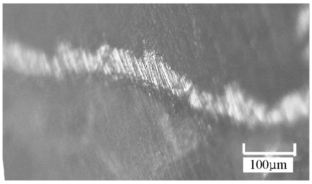
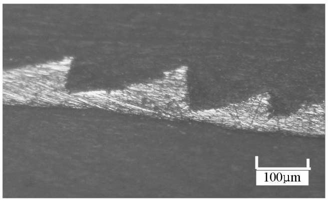
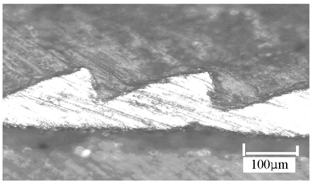
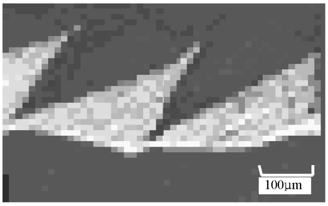
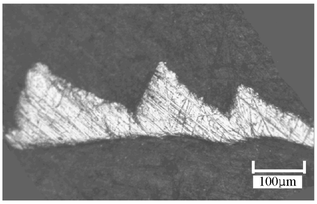
v_c /（m/min）	62～64HRC		50～52HRC	
60				
	G_s =0. 38	P_c =0. 066mm	G_s =0	P_c =0mm
90				
	G_s =0. 6	P_c =0. 123mm	G_s =0	P_c =0mm
140				
	G_s =0. 67	P_c =0. 156mm	G_s =0. 23	P_c =0. 059mm
250				
	G_s =0. 83	P_c =0. 189mm	G_s =0. 58	P_c =0. 120mm
400				
	G_s =0. 93	P_c =0. 222mm	G_s =0. 71	P_c =0. 156mm

图4-16是切削速度对切屑锯齿化程度的影响。随着切削速度的增加，切屑锯齿化程度提高，变化较显著；而硬度增加，锯齿化程度也会增加。

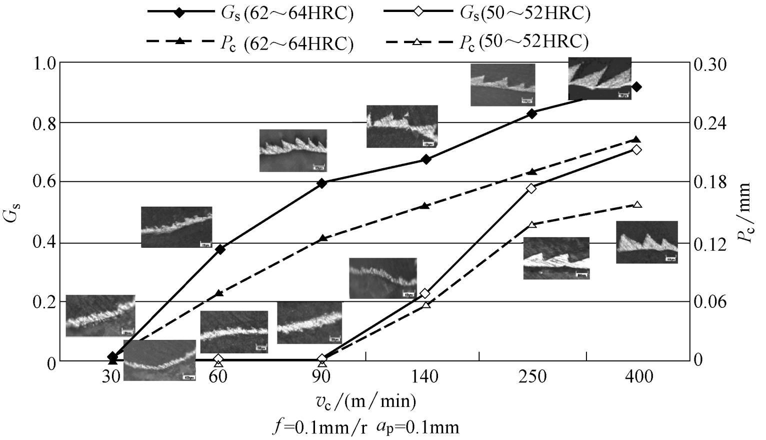


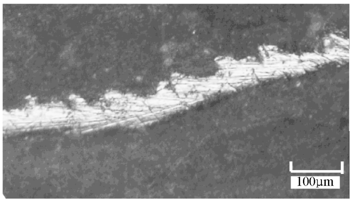
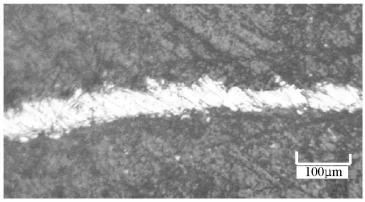
图4-16　切削速度对切屑锯齿化程度的影响

4.5.2　不同背吃刀量对切屑形态的影响

切削硬度分别为62～64HRC和50～52HRC的淬硬轴承钢GCr15，在不同背吃刀量下得到的切屑试样（v_c=60m/min，f=0.1mm/r）经镶嵌和磨抛后，在基恩士三维显微系统下观察并测量。不同背吃刀量条件下的切屑横断面形态见表4-2。

硬度为50～52HRC的工件，在背吃刀量a_p=0.1mm和a_p=0.2mm时生成带状切屑，背吃刀量为a_p=0.3mm和a_p=0.4mm时，生成锯齿形切屑；硬度为62～64HRC的工件，在此切削条件下，均生成锯齿形切屑。

表4-2　不同背吃刀量的切屑横断面形态

a_p /mm	62～64HRC		50～52HRC	
0.1				
	G_s=0.38	P_c=0.066mm	G_s=0	P_c=0mm

（续）

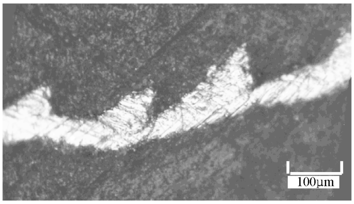
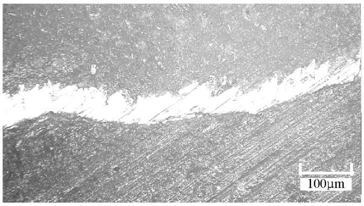
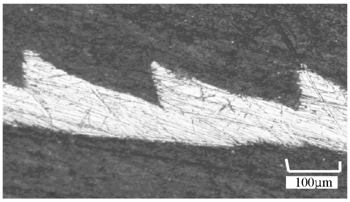
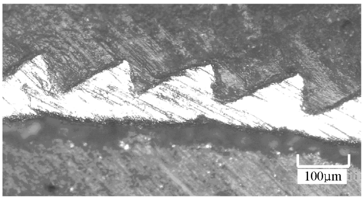
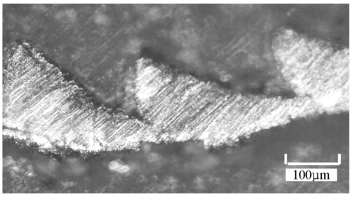
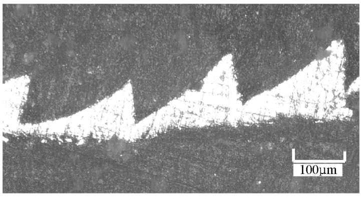
a_p /mm	62 ~ 64HRC		50 ~ 52HRC	
0.2				
	G_s = 0.69	P_c = 0.159mm	G_s = 0	P_c = 0mm
0.3				
	G_s = 0.6	P_c = 0.201mm	G_s = 0.53	P_c = 0.138mm
0.4				
	G_s = 0.73	P_c = 0.228mm	G_s = 0.69	P_c = 0.161mm

图 4-17 是背吃刀量对切屑锯齿化程度的影响。随着背吃刀量的增加，

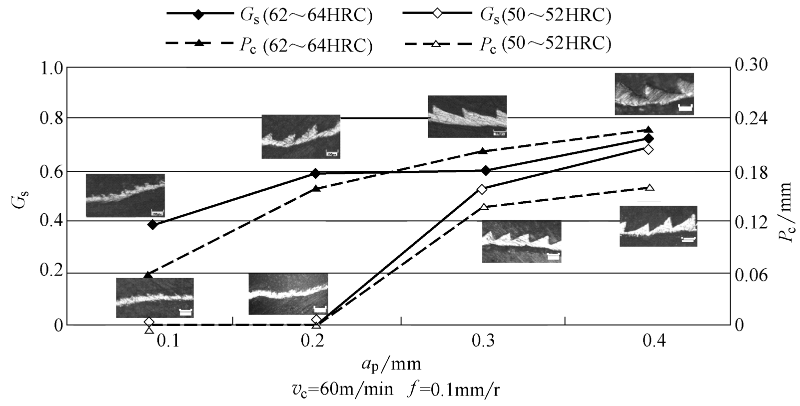


图 4-17　背吃刀量对切屑锯齿化程度的影响

切屑锯齿化程度提高，切屑单元之间分离程度增大；而硬度增加，锯齿化程度也会增加。

4.5.3　不同进给量对切屑形态的影响

切削硬度分别为 62 ~ 64HRC 和 50 ~ 52HRC 的淬硬轴承钢 GCr15，在不同进给量下的切屑横断面形态见表 4-3。在切削速度 $v_c = 250\mathrm{m/min}$，背吃刀量 $a_p = 0.1\mathrm{mm}$，进给量为 0.05mm/r、0.1mm/r、0.2mm/r 条件下，两种工件均生成锯齿形切屑。

表 4-3　不同进给量的切屑横断面形态

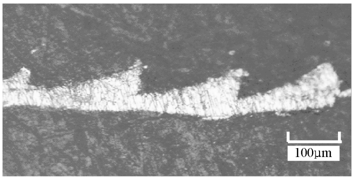
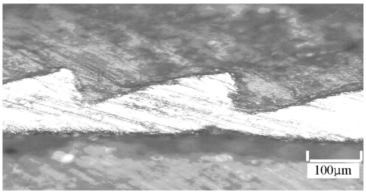
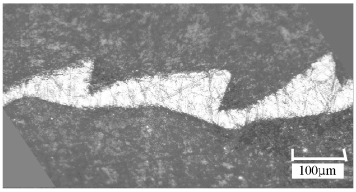
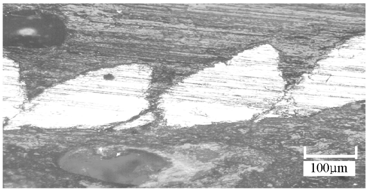
f/(mm/r)	62 ~ 64HRC		50 ~ 52HRC	
0.05				
	$G_s = 0.67$	$P_c = 0.174\mathrm{mm}$	$G_s = 0.5$	$P_c = 0.159\mathrm{mm}$
0.1				
	$G_s = 0.83$	$P_c = 0.189\mathrm{mm}$	$G_s = 0.58$	$P_c = 0.168\mathrm{mm}$
0.2				
	$G_s = 0.85$	$P_c = 0.210\mathrm{mm}$	$G_s = 0.61$	$P_c = 0.195\mathrm{mm}$

图 4-18 是进给量对切屑锯齿化程度的影响。随着进给量的增加，切屑的锯齿化程度有增大的趋势，但变化并不明显。在相同切削用量的情况下，硬度大的工件，切屑的锯齿化程度高。

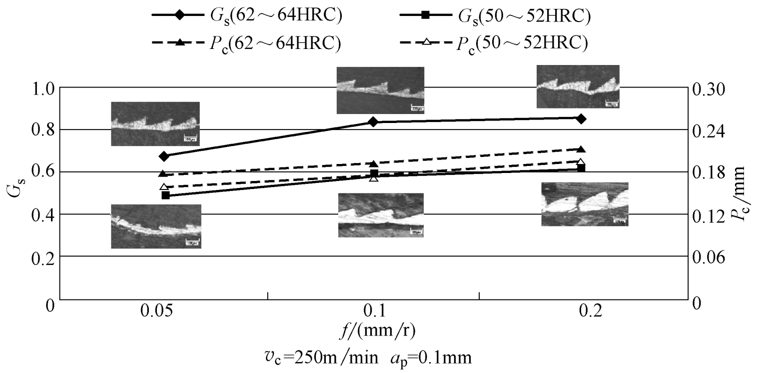


图 4-18　进给量对切屑锯齿化程度的影响

4.5.4　带状切屑向锯齿形切屑转变的界限

对不同切削条件下的 PCBN 刀具精密切削淬硬轴承钢 GCr15 的切屑形态进行统计，确定了一定切削条件下带状切屑向锯齿形切屑转变的切削用量界限。

图 4-19 是硬度为 62～64HRC 的 GCr15 钢切屑转变的切削用量界限，图 4-20 是硬度为 50～52HRC 的 GCr15 钢切屑转变的切削用量界限。在低切削用量的情况下，切屑为连续带状切屑；高的切削用量易生成锯齿形切屑。

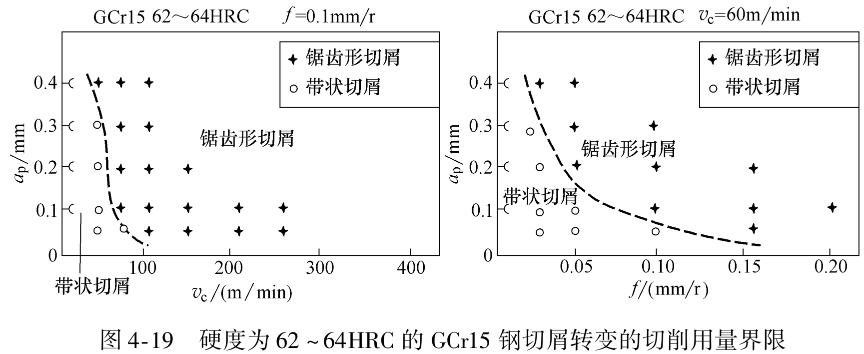


图 4-19　硬度为 62～64HRC 的 GCr15 钢切屑转变的切削用量界限

淬硬钢高速精密切削的带状切屑向锯齿形切屑转变界限受工件材料硬度影响很大。比较图 4-19 和图 4-20 可知，在 f = 0.1mm/r、a_p = 0.1mm 的切削条件下，硬度为 62～64HRC 的工件材料在切削速度 v_c = 60m/min 时开始生成锯齿形切屑，而硬度为 50～52HRC 的工件材料在切削速度

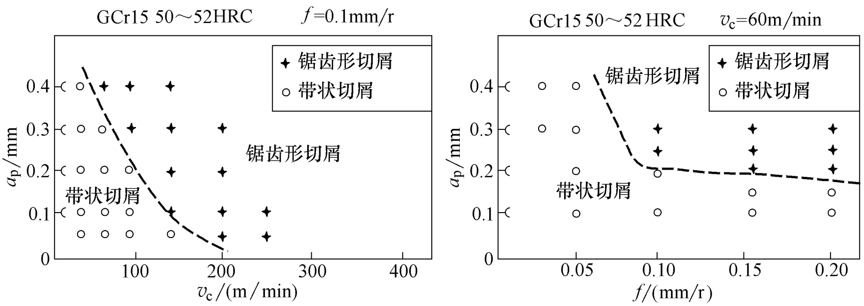


图 4-20　硬度为 50～52HRC 的 GCr15 钢切屑转变的切削用量界限

v_c =140m/min 时才开始生成锯齿形切屑；在 v_c =60m/min、a_p =0.2mm 的切削条件下，硬度为 62～64HRC 的工件材料在进给量 f =0.05mm/r 时开始生成锯齿形切屑，而硬度为 50～52HRC 的工件材料在进给量 f = 0.16mm/r 时才开始生成锯齿形切屑。硬度高的工件材料的带状切屑向锯齿形切屑转变界限所需切削用量较低，工件材料硬度越高，会使得流动应力越大，材料的导热性能越差，剪切变形区内热量越集中，加剧热软化效应，使材料越容易产生剪切失稳，从而越易生成锯齿形切屑，并会增大切屑的变形程度。

第 5 章　硬态切削加工系统稳定性极限预测

高速精密硬态切削加工工件表面硬度高且刀具刃口较钝，切削过程中径向切削力大于主切削力，而硬态切削工艺系统的径向是刚度最低的方向，使得硬态切削过程较传统切削更易产生振动。精密硬态切削过程中的颤振对生产效率、加工质量、加工环境、成本以及机床和刀具寿命将产生很大影响。

淬硬钢精密切削属于精加工，但一般都是在有振纹的表面上进行的，由振纹再生效应引发的再生型切削颤振是切削颤振的主要形态，在切削颤振的各种激振机理中，再生效应是最直接、最主要的激振机理[125]。对这类自激振动的控制往往比强迫振动的研究和控制要困难得多。其原因在于，强迫振动一定有某个或某几个“激振源”，只要消除这些“激振源”就可以实现对振动加以抑制。而自激振动却并无外界的“激振源”，其振动是由于内部反馈引起的，要加以识别和控制是不太容易的。

近年来，国内外学者在切削颤振的预测方面进行了许多的研究工作，已经对实际切削加工中避免和抑制颤振的发生起到了指导作用。但大多数研究成果只是在主轴转速和背吃刀量方面做文章，其他参数也会对切削过程的稳定性产生影响，针对硬态切削加工的多参数稳定性极限预测方面的研究未见报道。本章将考虑进给量、刀具的几何参数及工件硬度的影响，进行多参数的淬硬钢精密切削系统稳定性极限预测方面的研究。

5.1　再生型淬硬钢精密切削系统动力学分析

5.1.1　淬硬钢的再生型圆弧刃精密切削颤振系统动力学模型

图 5-1 是根据淬硬钢精密外圆切削过程所建立的再生型切削颤振系统

动力学模型。对图 5-1 所示的动力学模型进行下列简化：

1）刀架系统是整个机床切削系统的薄弱环节。

2）系统的弹性恢复力与振动位移 $y(t)$ 成正比；阻尼力与振动速度 $\dot{y}(t)$ 成正比。

3）再生效应引发切削厚度的动态变化。

设前后两次切削的重叠系数为 μ，如图 5-2 示，可以表示为

$$\mu=\frac{CD}{AB}=1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)} \tag{5-1}$$

式中，r_ε 为刀尖圆弧半径。

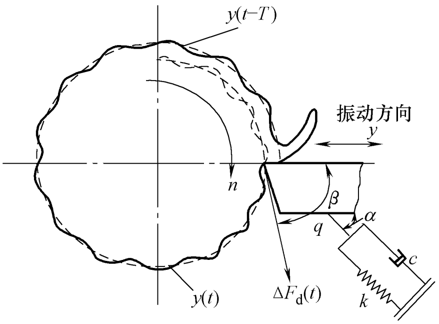


图 5-1　再生型颤振系统动力学模型

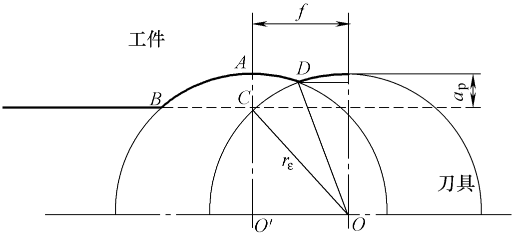


图 5-2　前后两次切削的重叠系数

则本次切削厚度变化量

$$a(t)=\mu y(t-T)-y(t)=\left(1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)y(t-T)-y(t) \tag{5-2}$$

式中，$y(t)$ 为本次切削的振动振幅（mm）；$y(t-T)$ 为前一次刀痕的振动振幅（mm）。

则由切削厚度变化引起的动态切削力 $\Delta F_d(t)$ 为

$$\Delta F_d(t)=k_c b a(t)=k_c b\left[\left(1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)y(T-t)-y(t)\right] \tag{5-3}$$

式中，b 为切削宽度（mm）；k_c 为单位切削宽度上的切削刚度系数（N/mm^2）。

5.1.2 再生型圆弧刃精密切削系统动力学模型的建立

根据图 5-1 所示动力学模型，其运动方程可以写为

$$m\ddot{q}(t)+c\dot{q}(t)+kq(t)=\Delta F_d(t)\cos(\beta-\alpha) \tag{5-4}$$

式中，m 为系统的等效质量（N·s^2/mm）；c 为系统的等效阻尼（N·s/mm）；k 为系统的刚度系数（N/mm）；β 为动态切削力与刀具振动方向的夹角；α 为主振方向与刀具振动方向的夹角。

如图 5-1，$y=q\cos\alpha$，将 $q=y/\cos\alpha$ 与式（5-3）代入式（5-4），得

$$m\ddot{y}(t)+c\dot{y}(t)+ky(t)=-k_c b\left[y(t)-\left(1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)y(t-T)\right]\cos(\beta-\alpha)\cos\alpha \tag{5-5}$$

整理得

$$\ddot{y}(t)+2\omega_n\zeta\dot{y}(t)+\omega_n^2y(t)=-\omega_n^2k_cbu\left[y(t)-(1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)})y(t-T)\right]/k \tag{5-6}$$

式中，ω_n 为系统固有频率（rad/s），$\omega_n^2=k/m$；ζ 为系统阻尼比，$\zeta=\frac{c}{2m\omega_n}$；$u$ 为方向系数，$u=\cos(\beta-\alpha)\cos\alpha$，与切削力及主振方向有关。

将 $K=-\omega_n^2k_cbu/k$ 代入式（5-6），淬硬钢精密切削系统动力学模型为

$$\ddot{y}(t)+2\omega_n\zeta\dot{y}(t)+\omega_n^2y(t)=K\left[y(t)-\left(1-\frac{\arcsin\left(\frac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\frac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)y(t-T)\right] \tag{5-7}$$

5.1.3 淬硬钢精密切削系统稳定性极限分析

本次切削刀具的振动振幅

$$y(t)=A\sin(\omega t) \tag{5-8}$$

前一次切削刀具的振动振幅为

$$\begin{aligned} y(t-T) &= A\sin(\omega t-\omega T) \\ &= A\sin(\omega t)\cos(\omega T)-A\cos(\omega t)\sin(\omega T) \\ &= \cos(\omega T)y(t)-\frac{\sin(\omega t)}{\omega}\dot{y}(t) \end{aligned} \tag{5-9}$$

式中，A 为振动幅值（mm）；ω 为振动频率（rad/s）。

将式（5-7）~式（5-9）中的 $y(t)$ 和 $\dot{y}(t)$ 的初始条件设为零，并进行拉氏变换得

$$s^2+\left[2\omega_n\zeta-\frac{K\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\sin(\omega T)}{\omega}\right]s+\omega_n^2-$$

$$K\left[1-\left(1-\frac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\cos(\omega T)\right]=0 \tag{5-10}$$

式中，s 可写成 $s=\sigma+\mathrm{i}\omega$ 的形式，振动系统的稳定性取决于特征方程根 s 的性质，当 $\sigma>0$ 时，系统处于不稳定状态；当 $\sigma<0$ 时，系统处于稳定状态；当 $\sigma=0$ 时，系统处于稳定与不稳定的临界状态。

令 $\sigma=0$，$\lambda=\omega/\omega_n$，并将 $s=\sigma+\mathrm{i}\omega$、$K=-\omega_n^2k_cbu/k$ 代入式（5-10），实部和虚部相等，得

$$\begin{cases} 1-\lambda^2=\dfrac{k_cbu\left[1-\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\right]\cos(\omega T)}{k} & (5\text{-}11) \\ 2\zeta\lambda=\dfrac{k_cb\left[1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon-a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right]u\sin(\omega T)}{k} & (5\text{-}12) \end{cases}$$

整理得

$$\omega T = sj\pi + \arcsin\left(\frac{2\zeta\lambda}{\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\sqrt{(2\zeta\lambda)^2+(1-\lambda^2)^2}}\right) - \arctan\left(\frac{2\zeta\lambda}{1-\lambda^2}\right)\quad (j=0,1,2,\cdots) \tag{5-13}$$

将 $T=60/n$ 代入式（5-13），经化简得

$$n = \frac{60\omega}{2j\pi + \arcsin\left(\dfrac{2\zeta\lambda}{\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\sqrt{(2\zeta\lambda)^2+(1-\lambda^2)^2}}\right) - \arctan\left(\dfrac{2\zeta\lambda}{1-\lambda^2}\right)} \tag{5-14}$$

在 $\sigma=0$ 条件下，将式（5-13）代入式（5-12）得到所要求取的极限切削宽度：

$$b_{\lim} = -\frac{2\zeta\lambda k}{uk_c\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\sin\left[\arcsin\left(\dfrac{2\zeta\lambda}{\left(1-\dfrac{\arcsin\left(\dfrac{f/2}{r_\varepsilon}\right)}{\arccos\left(\dfrac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right)}\right)\sqrt{(2\zeta\lambda)^2+(1-\lambda^2)^2}}\right) - \arctan\left(\dfrac{2\zeta\lambda}{1-\lambda^2}\right)\right]} \tag{5-15}$$

当重叠系数为1时，切削过程中的再生效应最为强烈，此时的极限切削宽度有最小值。

$$(b_{\lim})_{\min} = -\frac{k}{2k_c u}\frac{(1-\lambda^2)^2+(2\zeta\lambda)^2}{1-\lambda^2} \tag{5-16}$$

使 $b_{\lim}$ 取极小值时的 λ 值为 $\lambda=\sqrt{1\pm 2\zeta}$。

再生型颤振系统稳态振动频率 ω 一般都大于系统的固有频率 ω_n，所以 $\lambda=\omega/\omega_n$ 必大于1，由此可得

$$\lambda = \sqrt{1+2\zeta} \tag{5-17}$$

将式（5-17）代入式（5-16），得到极限切削宽度最小值 $(b_{\text{lim}})_{\text{lim}}$ 为

$$(b_{\text{lim}})_{\text{min}} = \frac{2k\zeta(1+2\zeta)}{k_c u} \tag{5-18}$$

5.2　稳定性极限的数值仿真方法与动力学参数影响分析

5.2.1　硬态切削系统稳定性极限的数值仿真方法

淬硬钢精密切削系统稳定性极限分析表明，在实际加工前，对系统的动力学参数进行识别，根据式（5-14）、式（5-15）即可求得极限切削宽度 b_{lim}，实现对切削系统稳定性进行预测。

基于上节的稳定性极限分析，应用 Matlab 数值模拟的方法预测硬态切削系统的稳定性极限，流程图如图 5-3 所示。首先，识别振动系统动力学参数刚度系数 k、主振系统固有频率 ω_n、阻尼比 ζ 和切削过程的动力学参数切削刚度系数 k_c、方向系数 u，确定刀尖圆弧半径 r_ε，并选取振动频率 ω 的范围和步长，再依次取不同 J 值，计算不同转速 n 下对应的硬态切削极限稳定切削宽度 b_{min}，最后可绘制出切削系统稳定性极限预测图。

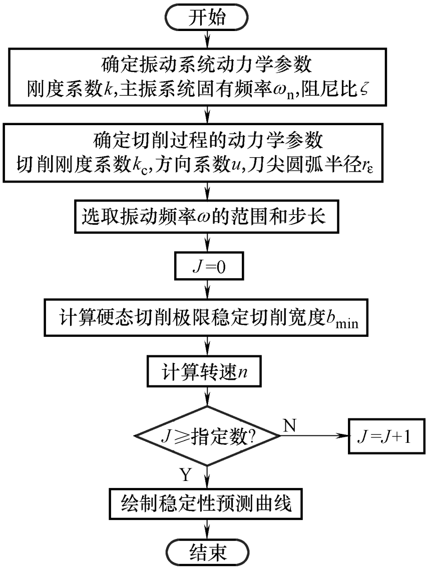


图 5-3　硬态切削系统的稳定性极限预测流程图

在刚度系数 $k=11389.9\text{N/mm}$、主振系统固有频率 $\omega_n=500\times2\pi\text{rad/s}$、阻尼比 $\zeta=0.07$、切削刚度系数 $k_c=10000\ \text{N/mm}^2$、方向系数 $u=0.42$、刀尖圆弧半径 $r_\varepsilon=1.2\text{mm}$ 的条件下，确定了合理的振动频率 ω 并选取其步长为 $5\pi\text{rad/s}$，用 Matlab 数值仿真模拟出了硬态切削系统的稳定性极限预测数值仿真图，如图 5-4 所示。J 依次取值，每一个 J 值对应一个耳垂线，该线即为不同转速 n 下对应的极限稳定切削宽度 b_{lim}。在耳垂线下部区域，振动系统动力学模型的特征方程根 s 的实部 $\sigma<0$，系统处于稳定状态，即为切削的稳定区；在耳垂线上部区域，振动系统动力学模型的特征方程根 s 的实部 $\sigma>0$，系统处于不稳定状态，该区域为切削的不稳定区，将会发生激烈的切削振动；在 $(b_{\text{lim}})_{\text{lim}}=0.3644\text{mm}$ 虚线下部区域，无论刀具条件如何变化，都会是稳定切削区，即无条件稳定区，而 $(b_{\text{lim}})_{\text{lim}}=0.3644\text{mm}$ 虚线上与耳垂线线下的区域，只有在特定转速和刀具条件下，才会成为稳定切削区，即有条件稳定区。

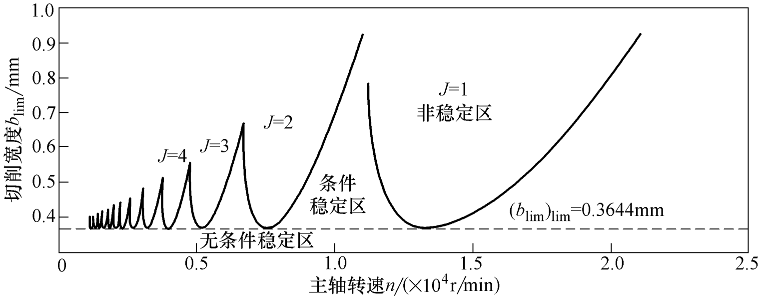


图 5-4 硬态切削系统的稳定性极限预测数值仿真图

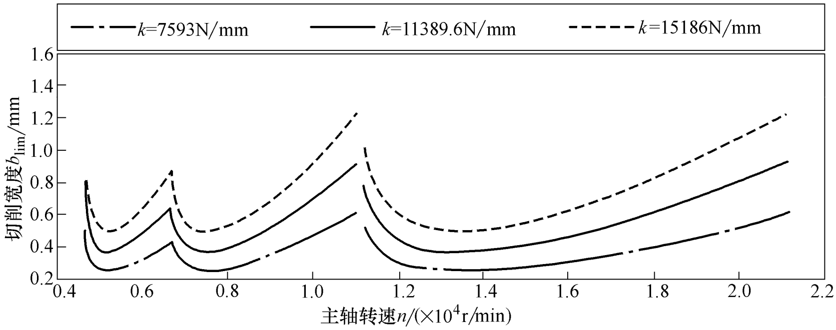
5.2.2 切削系统动力学参数对稳定性极限的影响

5.2.2.1 刚度系数 k 的影响分析

在其他参数相同的条件下，刚度系数 k 对 b_{lim} 的影响如图 5-5 所示。随着刚度系数 k 的增加，稳定性极限切削宽度 b_{lim} 增大，耳垂线开口形状相同。

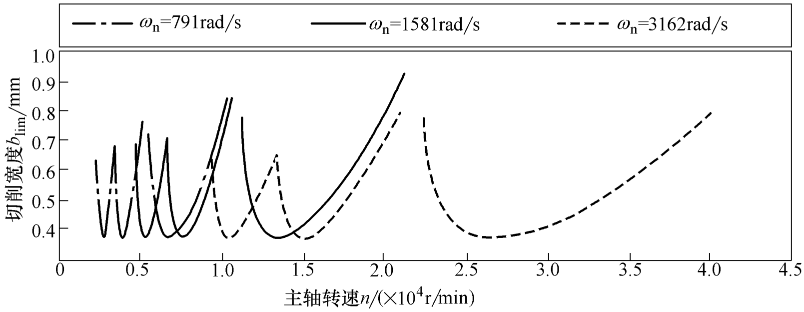
5.2.2.2 主振系统固有频率 ω_n 的影响分析

在其他参数相同的条件下，主振系统固有频率 ω_n 对 b_{lim} 的影响如图 5-6所示。随着固有频率 ω_n 的增加，稳定性极限的耳垂线向右平移，耳垂线所在区域转速增大，且耳垂线开口变大，条件稳定区变宽。



ω_n=1581rad/s　ζ=0.121　k_c=10925N/mm²　u=0.86　r_ε=1.2mm

图 5-5　刚度系数 k 对 b_{lim} 的影响

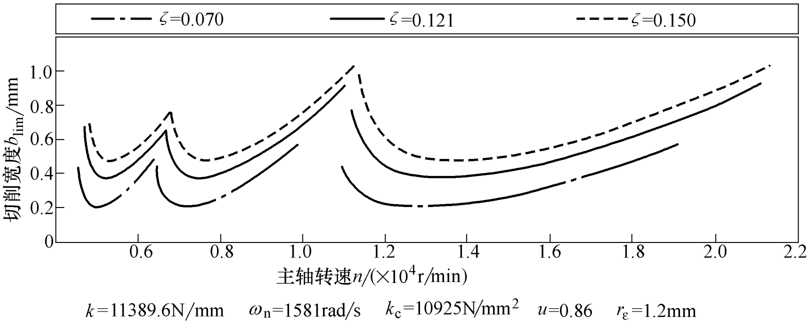


k=11389.6N/mm　ζ=0.121　k_c=10925N/mm²　u=0.86　r_ε=1.2mm

图 5-6　主振系统固有频率 ω_n 对 b_{lim} 的影响

5.2.2.3　阻尼比 ζ 的影响分析

在其他参数相同的条件下，阻尼比 ζ 对 b_{lim} 的影响如图 5-7 所示。随着切削系统阻尼比 ζ 的减小，稳定性极限切削宽度 b_{lim} 也减小，即更难达到稳定切削状态，而耳垂线的基本形状变化不大。

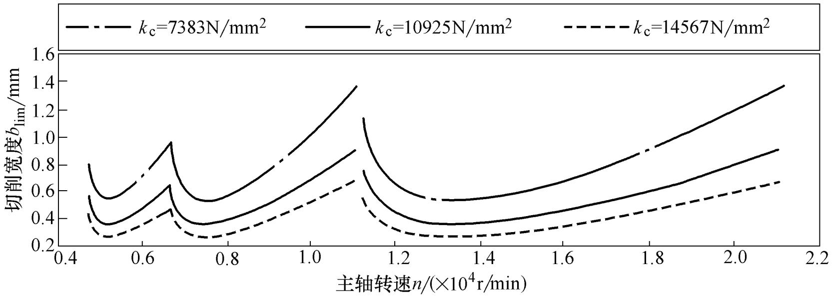


k=11389.6N/mm　ω_n=1581rad/s　k_c=10925N/mm²　u=0.86　r_ε=1.2mm

图 5-7　阻尼比 ζ 对 b_{lim} 的影响

5.2.2.4 切削刚度系数 k_c 的影响分析

在其他参数相同的条件下，切削刚度系数 k_c 对 b_{lim} 的影响如图 5-8 所示。随着系统切削刚度系数 k_c 的减小，稳定性极限切削宽度 b_{lim} 增大，即更容易达到稳定切削状态。

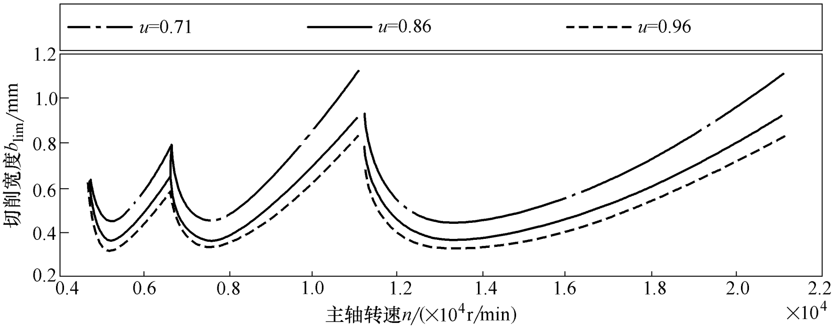


k=11389.6N/mm　ω_n=1581rad/s　ζ=0.121　u=0.86　r_ε=1.2mm

图 5-8　切削刚度系数 k_c 对 b_{lim} 的影响

5.2.2.5 方向系数 u 的影响分析

在其他参数相同的条件下，方向系数 u 对 b_{lim} 的影响如图 5-9 所示。随着方向系数 u 的减小，稳定性极限切削宽度 b_{lim} 增大，即更容易达到稳定切削状态。



k=11389.6N/mm　ω_n=1581rad/s　ζ=0.121　k_c=10925N/mm^2　r_ε=1.2mm

图 5-9　方向系数 u 对 b_{lim} 的影响

特别需要指出的是，相对于传统切削，硬态切削的切削刚度系数 k_c 和方向系数 u 均有更高的值，因此硬态切削过程更易发生颤振。

5.3 淬硬钢精密切削系统动力学参数的测量

对淬硬钢精密切削系统（图 6-1）进行动力学参数的测量，识别振动

系统的刚度系数 k、主振系统固有频率 ω_n、阻尼比 ζ 和切削过程的动力学参数切削刚度系数 k_c、方向系数 u。

5.3.1　系统阻尼比的测量

5.3.1.1　实验装置与方法

图 5-10 为实验系统示意框图，力锤敲击刀杆，用加速度传感器测试刀杆的振动信号，将测得的振动信号传入计算机后进行处理。

5.3.1.2　数据处理及实验结果

设 x_i 是第 i 个波形的幅值，x_{i+N} 是第 $i+N$ 个波形的幅值。采用自由振动衰减曲线法求取主振系统刀杆阻尼比。振动幅值的包络方程为 $x = Ae^{-\lambda t}$，令

$$\rho = \frac{x_i}{x_{i+N}} = e^{\lambda NT} \tag{5-19}$$

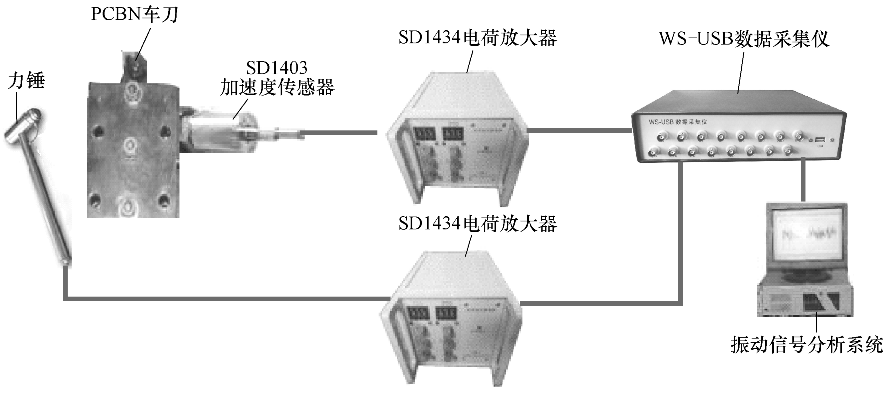


图 5-10　系统阻尼比实验系统示意框图

式中，T 为系统周期；λ 为衰减系数。等式两边取对数，得

$$\ln\rho = N\lambda T \tag{5-20}$$

若无阻尼固有频率为 $\tilde{\Omega}$，则有 $\lambda = \zeta\tilde{\Omega}$，$T = \dfrac{2\pi}{\tilde{\Omega}\sqrt{1-\zeta^2}}$ 成立，此时式（5-20）为

$$\ln\rho = \frac{2\pi N\zeta}{\sqrt{1-\zeta^2}} \quad 或 \quad \zeta = \frac{\ln\rho}{\sqrt{4\pi^2N^2 + (\ln\rho)^2}} \tag{5-21}$$

将$\rho = \frac{x_i}{x_{i+N}} = e^{\lambda NT}$代入得阻尼比为

$$\zeta = \frac{\ln x_i - \ln x_{i+N}}{\sqrt{4\pi^2 N^2 + (\ln x_i - \ln x_{i+N})^2}} \tag{5-22}$$

刀杆阻尼比识别实验数据结果见表 5-1，实验系统的阻尼系数取平均值为$\zeta = 0.1210$。

表 5-1 刀杆阻尼比识别实验数据结果

编号	1	2	3	4	5
x_i幅值/V	32.52	35.82	56.46	47.14	63.72
x_{i+N}幅值/V	1.51	1.67	2.67	2.19	2.98
N	4	4	4	4	4
ζ	0.1212	0.1211	0.1205	0.1212	0.1210
$\zeta_{平均}$	0.1210				

5.3.2 刚度系数 *k* 的测量

5.3.2.1 实验装置与方法

图 5-11 为刚度系数 *k* 实验系统示意框图，将刀杆反装在测力仪刀架上，使刀杆尾端的平面与工件接触，手动旋转车床 *X* 向进给手柄，改变车刀刀杆与刚性工件轴之间的距离，车刀刀杆在力作用下的变形量由安装在横溜板上的千分表读数给出，加载力的准确数值由测力仪给出。

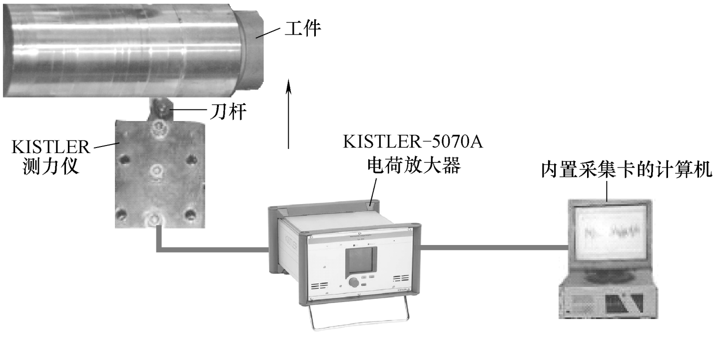


图 5-11 刚度系数 *k* 实验系统示意框图

5.3.2.2 数据处理及实验结果

随着吃刀方向进给值的增加，刀杆在 F_y 方向的受力随刀杆变形量变

化的测量结果见表 5-2。

表 5-2　刀杆受力变形量实验测量结果

测力仪进程读数/N	0	716. 8	1240. 2	1859. 2	2480. 0	3028. 6	3360. 7
刀杆变形量/μm	0	50	100	150	200	250	300

图 5-12 是刀杆受 F_y 方向力测量结果，图 5-13 为刀杆受力变形拟合曲线，刀杆变形量与加载力具有很好的线性关系，拟合曲线为 $F = (11.3896X + 103.7679)$ N，斜率即是刀杆系统的刚度系数 $k = 11.3896\text{N/μm} = 11389.6\ \text{N/mm}$。

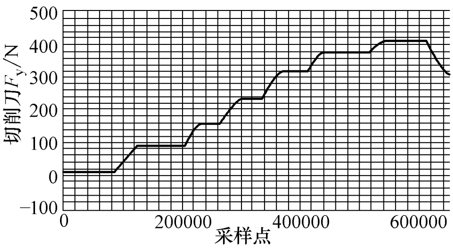


图 5-12　刀杆受 F_y 方向力测量结果

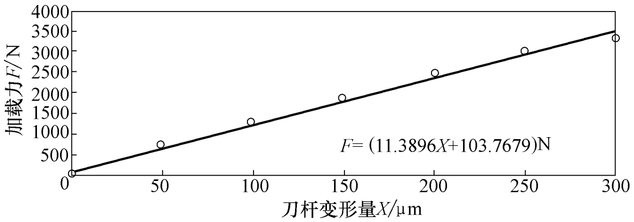


图 5-13　车刀刀杆静变形与加载力之间的关系曲线

5. 3. 3　系统固有频率的测量

5. 3. 3. 1　实验装置与方法

图 5-14 为系统固有频率的测量实验示意框图，刀架在激振器的激励下产生一定频率的振动，由加速度传感器拾取刀杆的振动响应信号。通过信号发生器缓慢改变激振器的振动频率，当激振器输出的振动频率达到刀架固有频率值时，刀架将发生共振，其振幅会突然增大。

5. 3. 3. 2　数据处理及实验结果

刀架系统 y 方向固有频率测试结果见表 5-3，做 5 组实验，固有频率的测试结果取 5 组测试值的平均值 1262rad/s。

表 5-3　刀架系统 y 方向固有频率测试结果

编号	1	2	3	4	5	平均值
固有频率 ω_n/(rad/s)	1257	1266	1259	1260	1268	1262

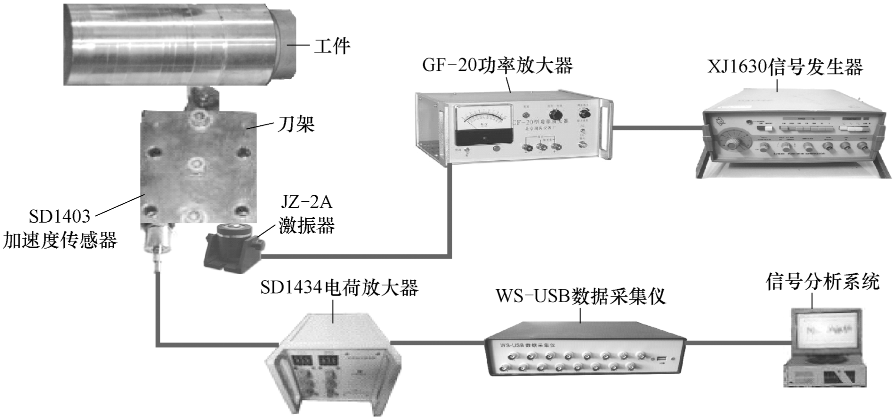


图 5-14 系统固有频率的测量实验示意框图

5.3.4 切削刚度系数 k_c 的识别

国内外学者至今尚未找到既简便实用又相对较为准确的切削刚度系数 k_c 测定方法。进行硬态切削过程稳定性极限预测，难度最大的是测定硬态切削刚度系数。本书采用对刀架施加进给方向上强迫振动的方法，实验原理如图 5-15 所示。以不同硬度的淬硬轴承钢为切削材料，首先对切削力随进给量变化的刚度系数 k_f 进行识别，再对刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 进行识别，然后计算出切削刚度系数 k_c。

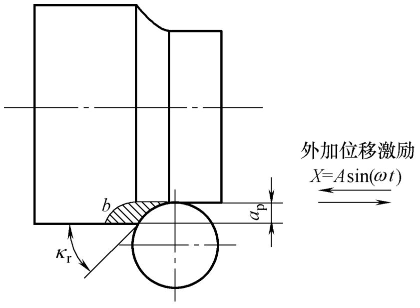


图 5-15 强迫振动法实验原理

5.3.4.1 切削力随进给量变化的刚度系数 k_f 的识别

1. 实验装置与方法

切削力随进给量变化的刚度系数，可表示为 $k_f=\dfrac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}f_e}$。实验在 CAK6150DI 数控车床上进行，采用 PCBN 刀具切削不同硬度的淬硬轴承钢。实验装置如图 5-16 所示。进行硬态切削实验时，用 JZ-2A 激振器对刀架施加进给方向上的强迫振动，激振器的简谐振动信号由 XJ1630 信号发生器产生并经 GF-20 功率放大器放大；测力仪所检测到的切削力信号通过电荷放大

器进行信号处理后传入计算机。

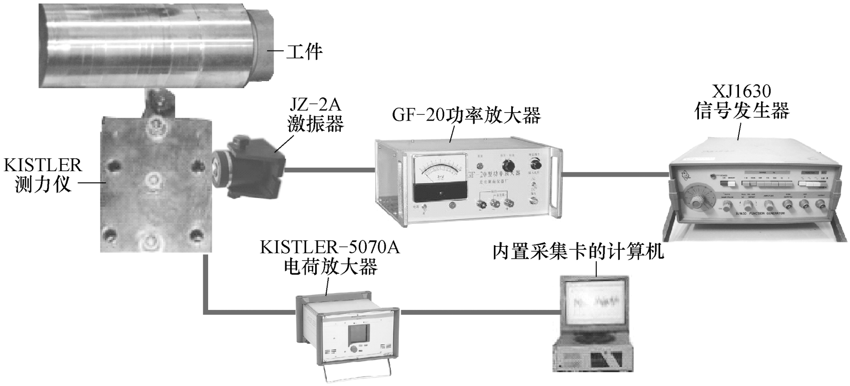


图 5-16　切削力随进给量变化的刚度系数识别实验装置

切削参数：主轴转速 $n = 560\text{r/min}$；激振频率 $f_{激} = 300\text{Hz}$；进给量 f 与背吃刀量 a_p 见表 5-4。

表 5-4　k_f 识别实验的进给量与背吃刀量

背吃刀量 a_p/mm	0.1　0.2　0.3　0.4　0.5
进给量 f/(mm/r)	0.028　0.036　0.05　0.08　0.12　0.16　0.20

2. 62～64HRC 淬硬轴承钢的 k_f 识别

切削工件材料硬度为 62～64HRC 的淬硬轴承钢，不同背吃刀量 a_p 条件下切削合力 F 随进给量 f 变化的实验数据见表 5-5。

表 5-5　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的切削合力　　(单位：N)

a_p /mm	进给量 f/(mm/r)						
	0.028	0.036	0.05	0.08	0.12	0.16	0.20
0.1	200.1	211.4	223.6	254.6	278.4	329.7	418.9
0.2	292.2	316.4	356.7	423.2	507.8	590.4	687.7
0.3	425.8	438.1	515.8	591.5	722.8	835.3	1013.1
0.4	533.6	584.0	651.8	784.5	931.2	1288.4	1121.2
0.5	642.2	663.6	748.4	918.3	1153.4	1328.1	1524.7

将表 5-5 中的切削合力数据进行线性拟合，得到在背吃刀量分别为 0.1mm、0.2mm、0.3mm、0.4mm、0.5mm 时的切削力随进给量变化的拟合直线，如图 5-17 所示。$a_p = 0.1\text{mm}$ 时，拟合直线为 $F = 1155.9f +$

162.5N；$a_p=0.2$mm 时，拟合直线为 $F=2244.9f+237.3$N；$a_p=0.3$mm 时，拟合直线为 $F=3314.0f+329.8$N；$a_p=0.4$mm 时，拟合直线为 $F=4315.2f+426.6$N；$a_p=0.5$mm 时，拟合直线为 $F=5239.0f+492.5$N。

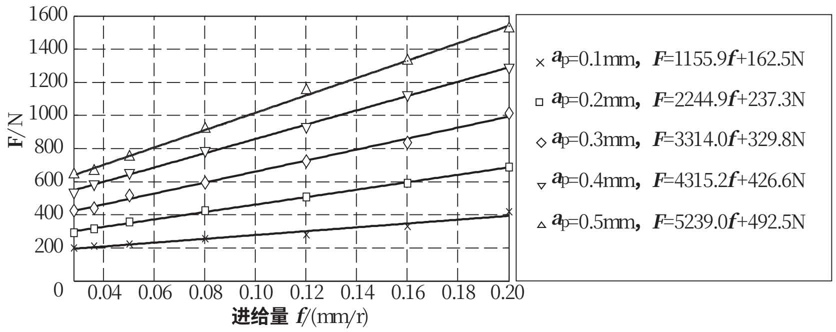


图 5-17　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的切削合力随进给量变化的拟合直线

切削合力数据拟合直线的斜率即为不同背吃刀量下的 $k_f=\dfrac{dF}{df}$值，结果见表 5-6。

表 5-6　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的 k_f 识别结果

a_p/mm	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
k_f/(N/mm)	1155.9	2244.9	3314.0	4315.2	5239.0

3. 50～52HRC 淬硬轴承钢的 k_f 识别

切削工件材料硬度为 50～52HRC 的淬硬轴承钢，不同背吃刀量 a_p 条件下切削合力 F 随进给量 f 变化的实验数据见表 5-7。

表 5-7　切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的切削合力 F　（单位：N）

a_p/mm	进给量 f/(mm/r)						
	0.028	0.036	0.05	0.08	0.12	0.16	0.20
0.1	163.9	182.1	201.9	234.4	251.7	293.2	346.0
0.2	239.6	263.3	315.9	376.8	452.5	505.0	582.3
0.3	383.2	401.4	461.6	521.4	651.1	762.9	882.8
0.4	405.2	427.7	504.7	597.2	713.6	894.4	1089.6
0.5	483.5	533.4	608.2	726.3	894.5	1123.5	1326.8

将表 5-7 中的切削合力数据进行线性拟合，得到不同背吃刀量 a_p 时的切削力随进给量变化的拟合直线，如图 5-18 所示。$a_p=0.1$mm 时，拟

合直线为 $F=966.2f+146.0\ \mathrm{N}$；$a_p=0.2\mathrm{mm}$ 时，拟合直线为 $F=1928.7f+205.1\mathrm{N}$；$a_p=0.3\mathrm{mm}$ 时，拟合直线为 $F=2890.1f+302.4\mathrm{N}$；$a_p=0.4\mathrm{mm}$ 时，拟合直线为 $F=3848.3f+291.2\mathrm{N}$；$a_p=0.5\mathrm{mm}$ 时，拟合直线为 $F=4802.0f+351.4\mathrm{N}$。

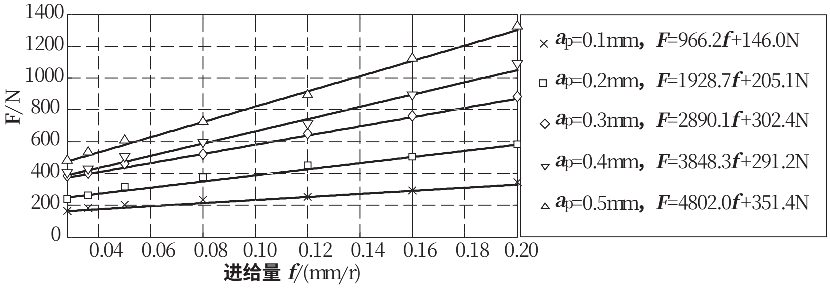


图 5-18　切削 50 ~ 52HRC 淬硬轴承钢的切削合力随进给量变化的拟合直线

切削合力数据拟合直线的斜率即为切削 50 ~ 52HRC 淬硬轴承钢时不同背吃刀量下的 $k_f=\dfrac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}f}$值，结果见表 5-8。

表 5-8　切削 50 ~ 52HRC 淬硬轴承钢的 k_f 识别结果

a_p/mm	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
k_f/(N/mm)	966.2	1928.7	2890.1	3848.3	4802.0

5.3.4.2　刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 识别

1. 实验装置与方法

刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 识别实验装置如图 5-19 所示，切削振动信号的测试采用压电式加速度传感器，输出的电荷信号经 SD1434 电荷放大器进入 WS-USB 数据采集仪，并送入计算机；切削力信号采用瑞士 KISTLER（奇石乐）9257B 三向压电测力仪检测，输出的信号经配套的电荷放大器（KISTLER-5070A）放大后送入计算机。由信号分析系统对振动信号和切削力信号进行分析，得出刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ。

切削参数：主轴转速 $n=560\ \mathrm{r/min}$；激振频率 $f_{激}=300\mathrm{Hz}$；进给量 $f=0.1\mathrm{mm/r}$。

2. 识别结果

切削工件材料硬度为 62 ~ 64HRC 的淬硬轴承钢，不同背吃刀量 a_p 条件下刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 值识别结果见表 5-9。实验条件

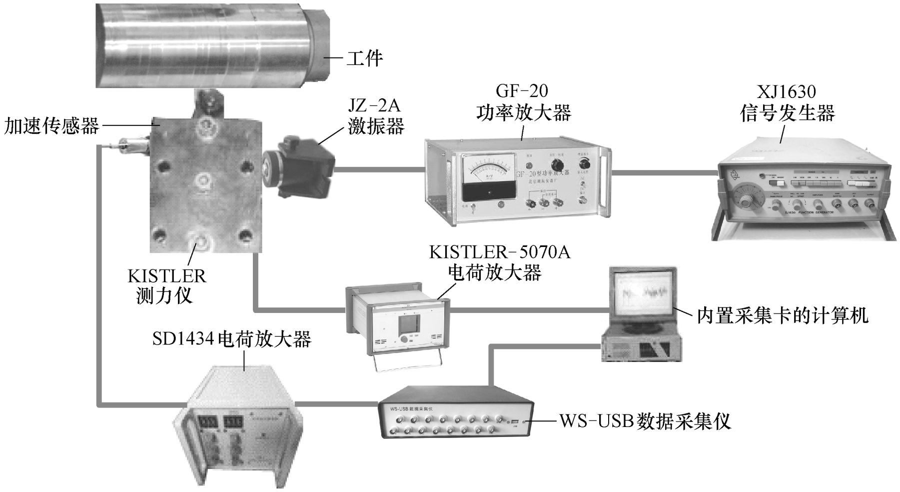


图 5-19　刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 识别实验装置

下，ϕ 的识别结果取均值为 29. 78°。

表 5-9　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的刀具的 ϕ 识别结果

a_p/mm	0. 1	0. 2	0. 3	0. 4	0. 5
ϕ/(°)	19. 75	27. 52	36. 07	31. 94	33. 62
ϕ 均值/(°)	29. 78				

切削工件材料硬度为 50～52HRC 的淬硬轴承钢，不同背吃刀量 a_p 条件下刀具振动信号与切削力的相位差 ϕ 识别结果见表 5-10。实验条件下，ϕ 的识别结果取均值为 23. 35°。

表 5-10　切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的刀具的 ϕ 识别结果

a_p/mm	0. 1	0. 2	0. 3	0. 4	0. 5
ϕ/(°)	14. 84	18. 77	24. 28	30. 25	28. 61
ϕ 均值/(°)	23. 35				

5. 3. 4. 3　系统切削刚度系数 k_c 的计算

如图 5-15 所示，对刀架施加简谐强迫振动 $x = A\sin(\omega t)$，其中 x 为强迫振动位移量（mm）；A 为振动幅值（mm）；ω 为振动频率，则刀架进给位移的变化量为 $dx = A\omega\cos(\omega t)dt$，刀架进给速度的变化量为

$$dv_f = d\left(\frac{dx}{dt}\right) = -A\omega^2\sin(\omega t)dt \tag{5-23}$$

切削厚度的变化量为

$$\mathrm{d}a=\sin\kappa_r \mathrm{d}f=\sin\kappa_r \mathrm{d}x=A\omega\sin\kappa_r\cos(\omega t)\mathrm{d}t \tag{5-24}$$

由于切削速度 v_c 与工件半径 R 的关系为 $v_c=R\Omega$，其中 Ω 为工件角速度，所以切削速度的变化量为

$$\mathrm{d}v_c=R\mathrm{d}\Omega+\Omega\mathrm{d}R$$

在实验中，R 与 Ω 均保持不变，所以 $\mathrm{d}v_c=0$。

切削加工动态切削力 $\mathrm{d}F$ 可表示为

$$\mathrm{d}F=k_1\mathrm{d}a+k_2\mathrm{d}v_f+k_3\mathrm{d}v_c=k_1\mathrm{d}a+k_2\mathrm{d}v_f \tag{5-25}$$

或

$$\begin{aligned}\mathrm{d}F&=(A\omega k_1\sin\kappa_r\mathrm{d}t)\cos(\omega t)-(A\omega^2k_2\mathrm{d}t)\sin(\omega t)\\&=C\cos(\omega t+\Psi)=C\sin(\omega t-\Phi)\end{aligned} \tag{5-26}$$

式中，k_1 为切削厚度变化对动态切削力的影响系数；k_2 进给速度变化对动态切削力的影响系数；k_3 为切削速度变化对动态切削力的影响系数；$C=\sqrt{(A\omega k_1\sin\kappa_r\mathrm{d}t)^2+(A\omega^2k_2\mathrm{d}t)^2}$；$\phi$ 是刀具振动信号与切削力的相位差值。

$$\tan\Psi=\cot\Phi=\frac{A\omega^2k_2\mathrm{d}t}{A\omega k_1\sin\kappa_r\mathrm{d}t}=\frac{\omega k_2}{k_1\sin\kappa_r} \tag{5-27}$$

因为进给速度 v_f 与工件角速度 Ω 关系为 $v_f=\dfrac{\Omega}{2\pi}f$，则进给速度变化量 $\mathrm{d}v_f$ 也表示为 $\mathrm{d}v_f=\dfrac{\Omega}{2\pi}\mathrm{d}f+\dfrac{f}{2\pi}\mathrm{d}\Omega=\dfrac{n}{60}\mathrm{d}f$，其中 $\Omega=2\pi n/60$。

此时，式（5-25）可表示为

$$\mathrm{d}F=\left(k_1\sin\kappa_r+k_2\frac{n}{60}\right)\mathrm{d}f \tag{5-28}$$

切削厚度变化对动态切削力的影响系数 $k_1=k_cb$，其中 b 为切削宽度，k_c 即为单位切削宽度上的切削刚度系数（$\mathrm{N/mm^2}$）。

把切削力随进给量变化的刚度系数 $k_f=\dfrac{\mathrm{d}F}{\mathrm{d}f}$ 代入式（5-28），则可变为

$$k_2=(k_f-k_cb\sin\kappa_r)\frac{60}{n} \tag{5-29}$$

将式（5-29）与 $k_1=k_cb$、$b=a_p/\sin\kappa_r$ 代入（5-27），整理得

$$k_c=\frac{k_f}{a_p}\frac{1}{\left(1+\dfrac{n\cot\phi}{120\pi f_{激}}\right)} \tag{5-30}$$

实验设定主轴转速 $n = 560\text{r/min}$、激振频率 $f_{激} = 300\text{Hz}$，通过前面的识别实验，已经得出背吃刀量 a_p 分别为 0.1mm、0.2mm、0.3mm、0.4mm、0.5mm 时切削力随进给量变化的刚度系数 k_f 和刀具振动信号与切削力的相位差值 ϕ。由式（5-30）可计算出系统切削刚度系数 k_c。

将表 5-6 和表 5-9 的识别结果代入式（5-30），得出切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的系统切削刚度系数 k_c 值，见表 5-11。k_c 的识别结果取均值为 10925 N/mm^2。

表 5-11　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的系统切削刚度系数 k_c

a_p/mm	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	平均值
k_c/(N/mm^2)	10388	10695	10952	11129	11461	10925

将表 5-8 和表 5-10 的识别结果代入式（5-30），得出切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的系统切削刚度系数 k_c 值，见表 5-12。k_c 的识别结果取均值为 9524N/mm^2。

表 5-12　切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的系统切削刚度系数 k_c

a_p/mm	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	平均值
k_c/(N/mm^2)	9495	9511	9527	9536	9551	9524

5.3.5　方向系数 u 的识别

如切削系统稳定性极限分析中所述，方向系数 $u = \cos(\beta - \alpha)\cos\alpha$，在本书中，简化后的主振系统与 y 轴夹角 $\alpha = 0°$，切削合力与 y 轴的夹角

$$\beta = \arctan(F_z/F_y) \tag{5-31}$$

在前述实验装置上做硬态切削实验，在不同背吃刀量及不同进给量的切削条件下测量切削力，并计算出切削合力与 y 轴的夹角 β。切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的切削力与 y 轴夹角 β 实验数据见表 5-13。

表 5-13　切削 62～64HRC 淬硬轴承钢的切削力与 y 轴夹角 β 实验数据

a_p /mm	进给量 f/(mm/r)							β 平均值/(°)
	0.028	0.036	0.05	0.08	0.12	0.16	0.20	
0.1	35.62	32.95	31.31	28.2	27.71	23.07	20.26	30.18
0.2	35.86	33.24	31.57	27.48	28.12	23.86	21.31	
0.3	37.05	34.41	30.83	28.83	28.34	25.02	23.13	
0.4	38.33	35.24	33.17	31.22	30.52	26.73	25.75	
0.5	38.62	36.27	33.85	32.31	32.03	27.58	26.81	

表 5-14 是切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的切削力与 y 轴夹角 β 实验数据。根据 β 值，可计算出在切削 62～64HRC 淬硬轴承钢时，方向系数 $u=0.86$；在切削 50～52HRC 淬硬轴承钢时，方向系数 $u=0.84$。

表 5-14　切削 50～52HRC 淬硬轴承钢的切削力与 y 轴夹角 β 实验数据

a_p /mm	进给量 f/(mm/r)							β 平均值/(°)
	0.028	0.036	0.05	0.08	0.12	0.16	0.20	
0.1	35.45	34.84	32.62	31.26	30.56	30.33	28.78	32.84
0.2	35.26	34.61	33.53	32.11	31.25	30.52	30.91	
0.3	35.33	34.57	33.95	32.59	31.85	31.11	30.64	
0.4	36.16	34.84	34.15	32.32	31.07	31.82	30.22	
0.5	36.62	35.41	34.29	34.74	32.46	32.13	31.12	

5.3.6　淬硬钢精密切削的稳定性极限预测结果

在本章的实验条件下，上小节已经用实验的方法对硬态切削系统的动力学参数进行识别，识别结果见表 5-15。

表 5-15　硬态切削系统动力学参数识别结果

工件硬度 HRC	切削过程动力学参数		系统动力学参数		
	k_c /(N/mm²)	u	k /(N/mm)	ω_n /(rad/s)	ζ
62～64	10925	0.86	11389.6	1262	0.1210
50～52	7952	0.84			

5.4　淬硬钢精密切削的稳定性极限预测条件

5.4.1　不同刀尖圆弧半径的三维稳定性极限预测

在进给量为 $f=0.1$mm/r，PCBN 刀具刀尖圆弧半径 r_ε 分别为 0.4mm、0.8mm、1.2mm 和 1.6mm，工件 GCr15 钢硬度为 62～64HRC 和 50～52HRC 的工况下，进行淬硬钢精密切削的稳定性极限预测。图 5-20 是工件材料硬度为 62～64HRC 的不同刀尖圆弧半径的二维稳定性极限预测图，图 5-21 是工件材料硬度为 50～52HRC 的不同刀尖圆弧半径的二维稳定性极限预测图，图 5-22 为刀尖圆弧半径及工件硬度对硬态切削稳定性极限影响的三维预测图。

从稳定性极限预测图中可看出，切削硬度为 50～52HRC 工件的稳定

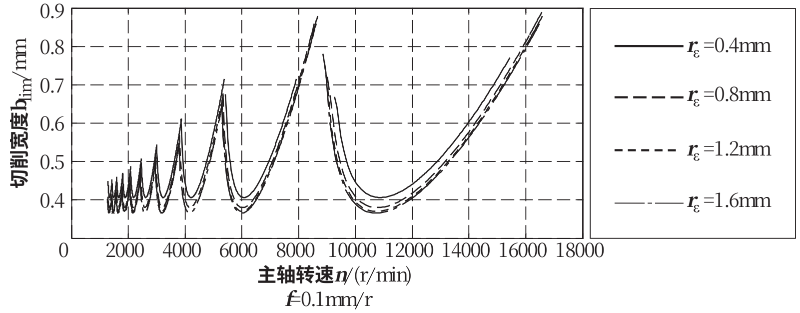


图 5-20 不同刀尖圆弧半径的二维稳定性极限预测图（62 ~ 64HRC）

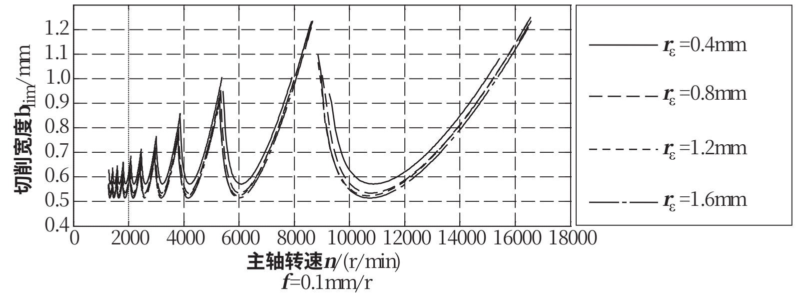


图 5-21 不同刀尖圆弧半径的二维稳定性极限预测图（50 ~ 52HRC）

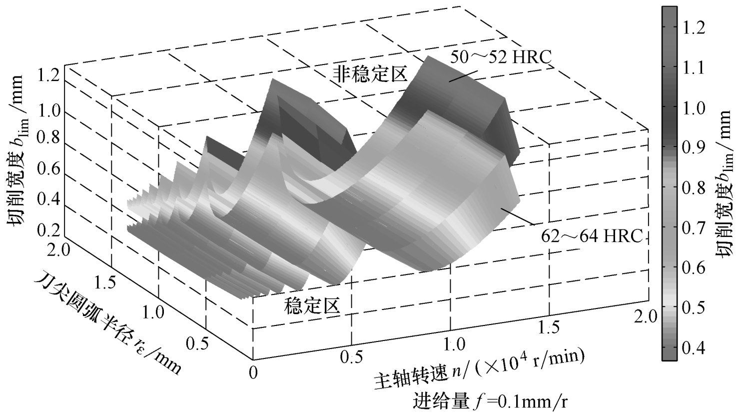


图 5-22 刀尖圆弧半径及工件硬度对硬态切削稳定性极限影响的三维预测图

性极限 b_{lim}值，均高于对应的切削硬度为 62 ~ 64HRC 的 GCr15 钢工件的稳定性极限切削宽度 b_{lim}值，即随着工件材料硬度的增加，稳定性极限切削宽度 b_{lim}值减小。切削工件材料硬度越高，产生的切削力越大，系统切削刚度系数 k_c 值也会越高，这些因素都会使切削颤振更易发生。硬态切削过程较传统切削更容易产生切削振动。

从 b_{lim}-n 变化关系来看，三维稳定性极限预测图与经典的二维稳定性

极限预测图一样，由 J 的不同取值，而呈现出若干个耳垂线，在某段切削速度下，b_{lim} 可以有较大取值，这对于追求切削效率的切削加工是非常有意义的结论。

随着刀尖圆弧半径 r_ε 的增大，稳定性极限切削宽度 b_{lim} 值减小。这是由于增大刀尖圆弧半径，径向力 F_y 会增大，且会增加前后两次切削的重叠系数 μ，更容易产生切削颤振。所以减小刀尖圆弧半径 r_ε，可作为切削系统的减振手段之一。

5.4.2　不同进给量的三维稳定性极限预测

在 PCBN 刀具刀尖圆弧半径 r_ε 为 0.4mm，进给量 f 分别为 0.028mm/r、0.05mm/r、0.12mm/r 和 0.2mm/r，工件 GCr15 钢硬度为 62～64HRC 和 50～52HRC 的工况下，进行淬硬钢精密切削的稳定性极限预测。图 5-23 是工件材料硬度为 62～64HRC 的不同进给量的二维稳定性极限预测图，图 5-24 是工件材料硬度为 50～52HRC 的不同进给量的二维稳定性极限预测图，图 5-25 为不同进给量、工件硬度的三维稳定性极限预测图。

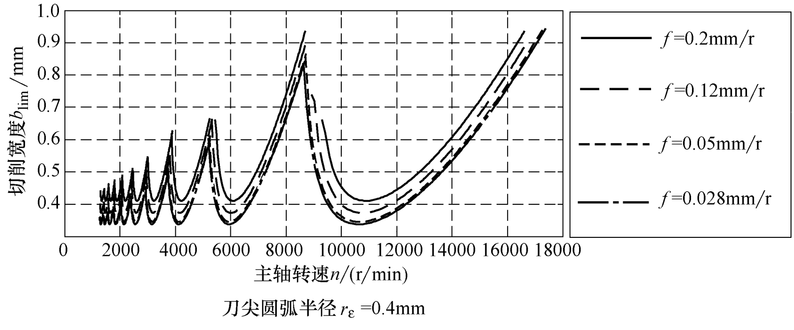


图 5-23　不同进给量的二维稳定性极限预测图（62～64HRC）

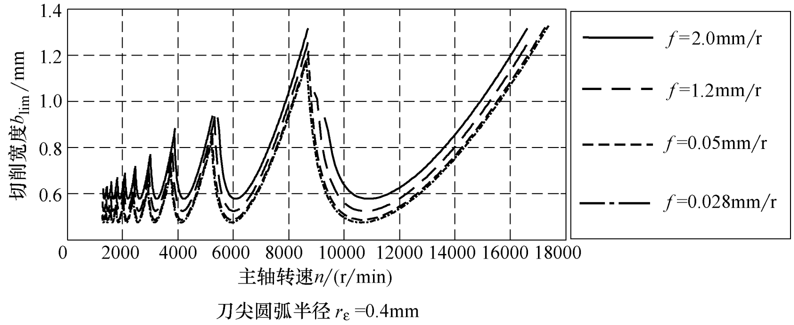


图 5-24　不同进给量的二维稳定性极限预测图（50～52HRC）

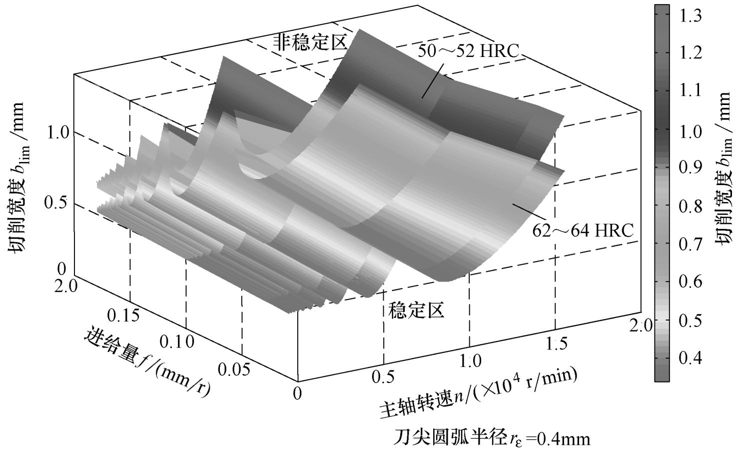


图 5-25　不同进给量、硬度的三维稳定性极限预测图

5.5　多参数的稳定性极限预测结果分析

5.5.1　硬态切削加工中的稳定性极限预测结果影响因素分析

从稳定性极限预测图中可看出，切削硬度为 50～52HRC 工件的稳定性极限 b_{lim}值，均高于对应的切削硬度为 62～64HRC 的 GCr15 钢工件的稳定性极限切削宽度 b_{lim}值，即随着工件材料硬度的增加，稳定性极限切削宽度 b_{lim}值减小。切削工件材料硬度越高，产生的切削力越大，系统切削刚度系数 k_c 值也会越高，这些因素都会使切削颤振更易发生。硬态切削过程较传统切削更容易产生切削振动。

从 b_{lim}-n 变化关系来看，三维稳定性极限预测图与经典的二维稳定性极限预测图一样，由 J 的不同取值，而呈现出若干个耳垂线，在某段切削速度下，b_{lim}可以有较大取值，这对于追求切削效率的切削加工是非常有意义的结论。

随着刀尖圆弧半径 r_ε 的增大，稳定性极限切削宽度 b_{lim}值减小。这是由于增大刀尖圆弧半径，径向力 F_y 会增大，且会增加前后两次切削的重叠系数 μ，更容易产生切削颤振。

随着进给量 f 的增大，稳定性极限切削宽度 b_{lim}值也增大。这是由于

增大进给量 f 会使前后两次切削的重叠系数 μ 减小，更难产生切削颤振。

5.5.2　振动抑制措施的讨论

1. 调整淬硬钢精密切削系统动力学参数

提高系统刚度系数 k 与切削系统阻尼比 ζ，减小系统切削刚度系数 k_c 和方向系数 u 都可以使稳定性极限切削宽度 b_{lim} 增大，可作为切削系统的抑制振动措施。

2. 调整切削参数

在切削系统确定的情况下，结合动力学参数主振系统固有频率 ω_n，调整切削速度到恰当的数值，可使稳定性极限切削宽度 b_{lim} 增大，可作为切削系统的减振手段；而降低背吃刀量 a_p，减小刀尖圆弧半径 r_ε，增大进给量 f，也同样可以作为切削系统的减振手段。

第6章　稳定性极限预测的实验考证及切削振动分析

为了验证第5章所确定的硬态切削加工系统三维稳定性极限预测结果的正确性，本章采用单因素实验法和变背吃刀量实验法对预测结果进行硬态切削实验考证，并对硬态切削过程中测得的振动信号进行了分析。

6.1　淬硬钢精密切削稳定性研究实验切削条件

切削在车床CAK6150DI上进行，实验现场如图6-1所示。采用瑞典山特维克可乐满（Sandvik Coromant）PCBN7015负前角基本形状刀片，刀尖圆弧半径分别为0.4mm、0.8mm、1.2mm、1.6mm，刀具几何参数见表6-1，刀杆为CoroTurn RC刚性夹紧DCLNR/L2020K12型常规刀杆。加工工件为淬硬GCr15钢圆柱棒料（硬度为62～64HRC、50～52HRC）。

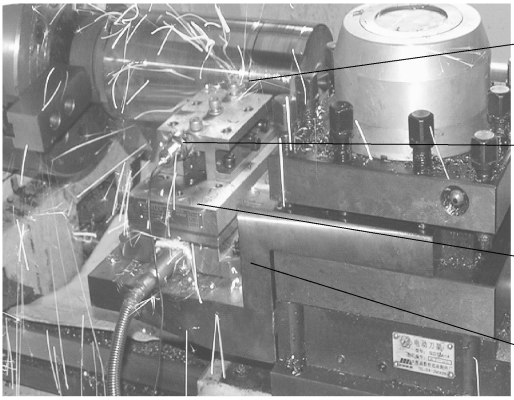


图6-1　硬态切削系统稳定性预测验证实验现场

表6-1　实验用刀具几何参数

前角 γ_o/(°)	后角 α_o/(°)	刃倾角 λ_s/(°)	主偏角 κ_r/(°)	副偏角 κ_r'/(°)	刀尖圆弧半径 r_ε/mm	倒角角度 γ_n/(°)	倒棱宽度 b_{rn}/mm
−6	6	−6	95	5	0.4、0.8、1.2、1.6	30	0.10

采用瑞士 KISTLER（奇石乐）三向压电测力仪测量切削力，如图 6-2 所示。输出的电荷信号经配套的电荷放大器（KISTLER-5070A）放大，并转换为直流电压信号，然后经中泰 PCL-8355A 数据采集卡进行 A/D 转换，实现数据采集，再通过计算机处理、分析，最终输出测量结果。实验时，将测力仪安装在测力仪架上，Z 形测力仪安装架安装在车床 CAK6150DI 的刀架上，再将车刀刀杆装在测力仪的刀架上。为确保 KISTLER 三向压电测力仪测量结果的准确性，实验前须对测力仪的读数进行标定。三方向切削力标定的结果见表 6-2。

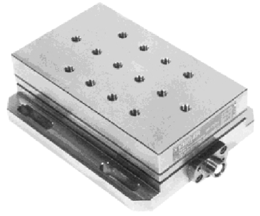


图 6-2　KISTLER 三向压电测力仪

表 6-2　三方向切削力标定的结果

方向	加载次数	加载负荷	标定系数
X	10	5kg,10kg,15kg,20kg	8.02N/V
Y	10	5kg,10kg,15kg,20kg	7.98N/V
Z	10	5kg,10kg,15kg,20kg	5.05N/V

采用 SD1403 压电式加速度传感器测量切削过程中的振动信号。传感器输出的电荷信号经 SD1434 电荷放大器进入 WS-USB 数据采集仪，实现数据采集，再通过计算机处理、分析，最终输出测量结果。

采用 KEYENCE 三维显微系统 VHX-1000 对加工表面形貌进行微观观察研究，如图 6-3 所示。

图 6-3　采用 KEYENCE 三维显微系统 VHX-1000 对加工表面形貌进行微观观察

6.2　稳定性极限预测的单切削参数法实验考证

6.2.1　单切削参数法实验验证参数选择

分别采用不同刀尖圆弧半径的刀具切削淬硬 GCr15 钢（硬度为 62 ~

64HRC、50 ~ 52HRC），主轴转速选择 1400r/min、1120r/min、900r/min，进给量选择 0.1mm/r，进行不同背吃刀量的切削实验，参数见表 6-3。观察考证切削过程发生的颤振情况。

表 6-3　单切削参数实验考证参数

工件硬度 HRC	刀尖圆弧半径 r_ε/mm	进给量 f /(mm/r)	主轴转速 n/(r/min)	切削宽度 b/mm	仿真系数 J
62 ~ 64 50 ~ 52	0.4 0.8 1.2 1.6	0.1	1400 1120 900	0.30 0.33 0.36 0.40 0.50	9 ~ 17

6.2.2　稳定性极限预测的单切削参数法实验考证结果

根据实验所用机床的性能，选用稳定性极限预测图中 $J=9\sim17$ 段进行考证，工件硬度为 50 ~ 52HRC 的考证实验结果如图 6-4 所示，工件硬度为 62 ~ 64HRC 的考证实验结果如图 6-5 所示。

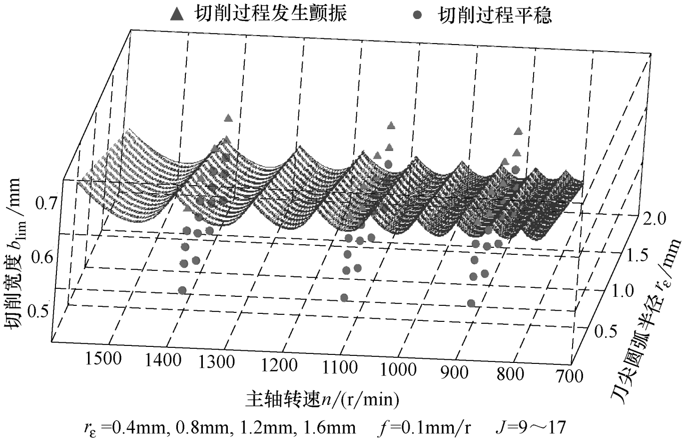


图 6-4　硬度为 50 ~ 52HRC 工件的稳定性极限预测单切削参数法考证实验结果

切削参数处在极限预测稳定区的切削加工过程平稳，切削参数在极限预测不稳定区的切削加工过程发生颤振。预测结果和实测结果基本相符。

6.2.3　非颤振状态与切削颤振的加工表面形貌

非颤振的平稳切削状态的加工表面，呈现均匀的车刀刀痕，如图6-6a

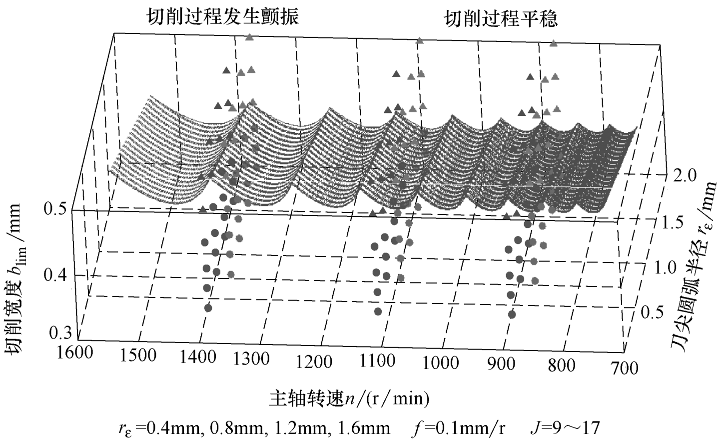
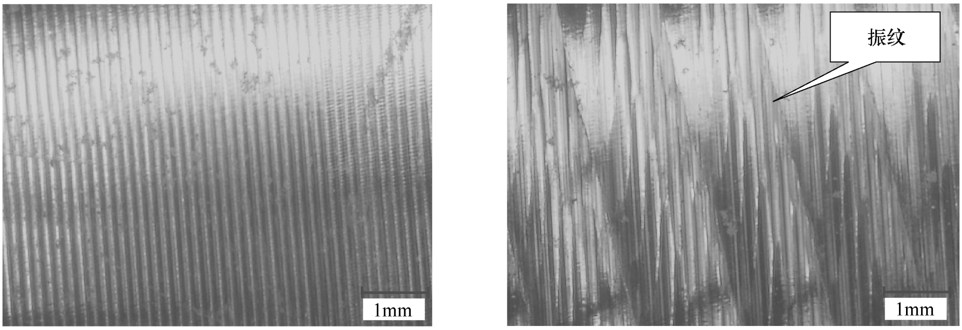


图6-5　硬度为62～64HRC工件的稳定性极限预测单切削参数法考证实验结果

所示；而发生切削颤振的非稳定切削，在工件的加工表面留下与刀痕呈一定角度的较大振纹，如图6-6b所示。



a) 平稳切削(n=1400r/min, b=0.30mm)　　b) 非平稳切削(n=1120r/min, b=0.50mm)

图6-6　不同振动状况下的加工表面形貌

6.3　稳定性极限预测的变背吃刀量法实验考证

6.3.1　变背吃刀量法实验原理

将试件制成圆锥斜度角 $\theta_{斜}$ 为5°的分段锥体，切削时保证刀具 X 坐标

不变，将工件加工成圆柱体，实现变背吃刀量的加工。随着切削的进行，背吃刀量越来越大，直至发生颤振。用 KEYENCE 三维显微系统进行加工表面形貌观察和颤振起始点的测量，可计算出颤振刚发生时的切削宽度，即为稳定性极限切削宽度 $b_{\lim}$。稳定性极限切削宽度 $b_{\lim}$ 的计算原理如图 6-7 所示。

当背吃刀量 a_p 小于刀尖圆弧半径 r_ε 时（$a_p < r_\varepsilon$），如图 7-7a 所示，稳定性极限切削宽度 $b_{\lim}$ 表示为

$$b_{\lim} = r_\varepsilon \arccos \frac{r_\varepsilon - (L\tan\theta_{斜} + a_{ps})}{r_\varepsilon} \tag{6-1}$$

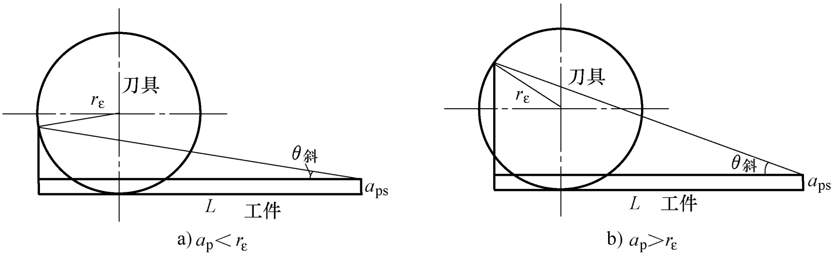


图 6-7　极限切削宽度的计算与测量参数

当背吃刀量 a_p 大于刀尖圆弧半径 r_ε 时（$a_p > r_\varepsilon$），如图 7-7b 所示，稳定性极限切削宽度 $b_{\lim}$ 表示为

$$b_{\lim} = r_\varepsilon \left(\arcsin \frac{L\tan\theta_{斜} + a_{ps} - r_\varepsilon}{r_\varepsilon} + \frac{\pi}{2} \right) \tag{6-2}$$

式（6-1）、式（6-2）中，L 为稳定切削状态与非稳定切削状态的分界点到切削初始点的距离（mm）；a_{ps} 为初始的背吃刀量（mm）。

6.3.2　稳定性极限预测的背吃刀量法实验考证结果

根据实验所用机床的性能，选用稳定性极限预测图中 $J = 9 \sim 17$ 段进行考证，工件硬度为 62 ~ 64HRC 的考证实验结果如图 6-8 所示，工件硬度为 50 ~ 52HRC 的考证实验结果如图 6-9 所示。预测结果和实测结果基本相符。变背吃刀量法考证实验的起振点基本处于稳定性极限切削宽度附近。

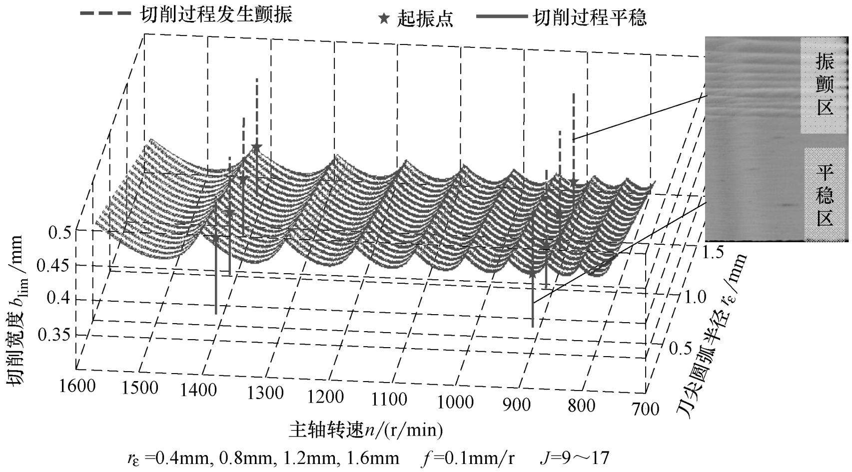


图 6-8　硬度为 62 ~ 64HRC 工件的稳定性极限预测变背吃刀量法考证实验结果

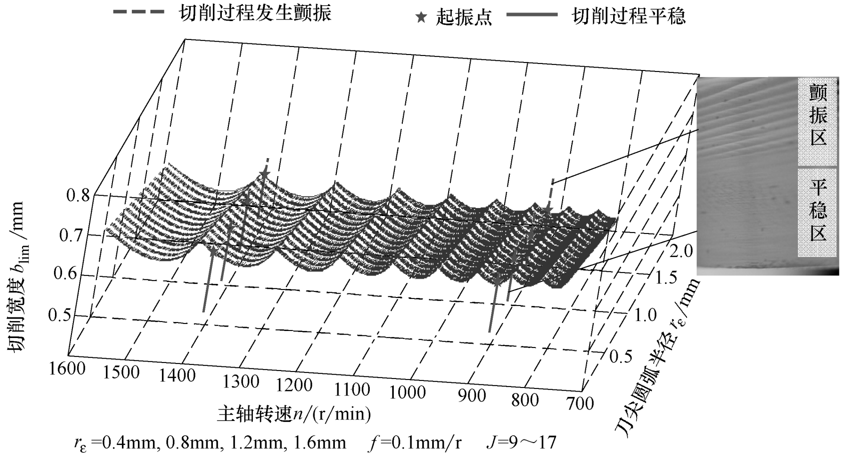
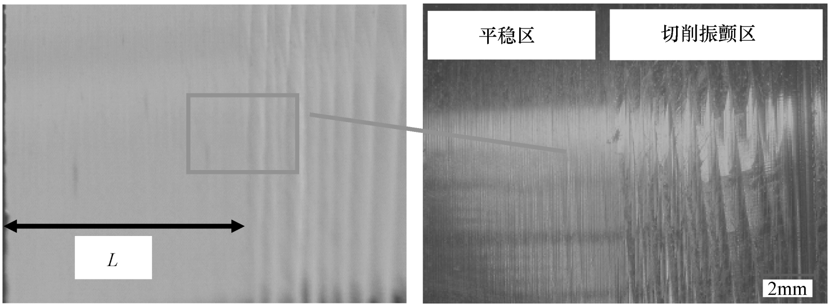


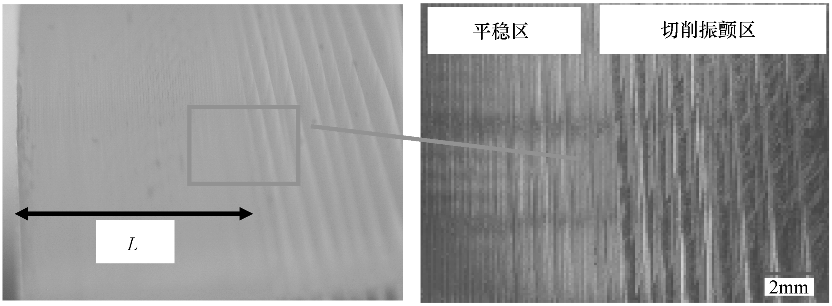
图 6-9　硬度为 50 ~ 52HRC 工件的稳定性极限预测变背吃刀量法考证实验结果

6.3.3　变背吃刀量法非颤振向切削颤振状态转变的加工表面形貌

从切削的平稳状态过渡到切削的颤振状态，振动响应会突然增大，并在工件表面形成较大振痕。微观观察照片如图 6-10 所示，其中图 a 是硬度为 62 ~ 64HRC 的淬硬轴承钢加工表面，图 b 是硬度为 50 ~ 52HRC 的淬硬轴承钢加工表面。



a) 工件硬度为62～64HRC ；n=1400r/min ；f=0.1mm/r ；b= 0.3 ～0.5mm



b) 工件硬度为50～52HRC ；n=1400r/min ；f=0.1mm/ r；b=0.3～0.6mm

图 6-10 变背吃刀量法得到的切削平稳状态向颤振状态转变试件加工表面微观形貌

6.4 切削振动信号及其谱阵分析

刀架上 Y 向压电加速度传感器测量切削过程中的振动信号，该振动信号的纵坐标为压电加速度传感器产生并经电荷放大器输出的电压值。

6.4.1 空载状态到切削稳定状态过渡过程的刀具振动信号特征

图 6-11 是从机床主轴转动但还没有进行切削的空载状态，向切削稳定状态过渡过程的刀具振动时域信号。图 6-12 是整个过程的频域三维谱阵图，可直观看到从切削开始到得到稳定切削整个过程的振动能量变化。在空载状态下（图 6-11 的 a 阶段），由于机床主轴旋转等自身原因，刀具也会产生一定的振动，图 6-13 是这个阶段振动信号的频谱图。图 6-11 的 b 阶段，刀具开始切入工件，冲击作用产生一个附加的强迫

振动，刀具振动振幅较大，此时的频谱图如图 6-14 所示。经过短暂的一个振荡过程，系统很快进入稳定切削状态（图 6-11 的 c 阶段），图 6-15是进入稳定切削状态后的振动信号频谱图。去除空载状态的影响，刀具与工件作用产生的振动中高频能量较多，且能量分散，此过程是稳定切削。

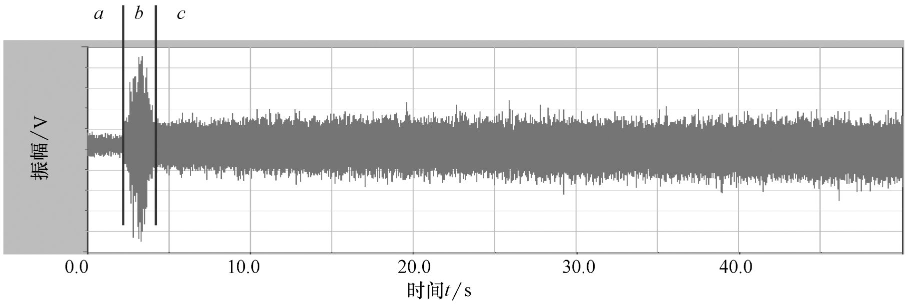


图 6-11　空载状态到切削稳定状态过渡过程的刀具振动时域信号

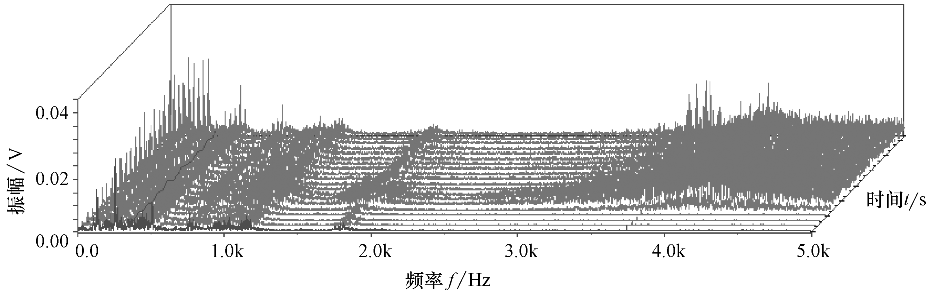


图 6-12　空载状态到切削稳定状态过渡过程的频域三维谱阵图

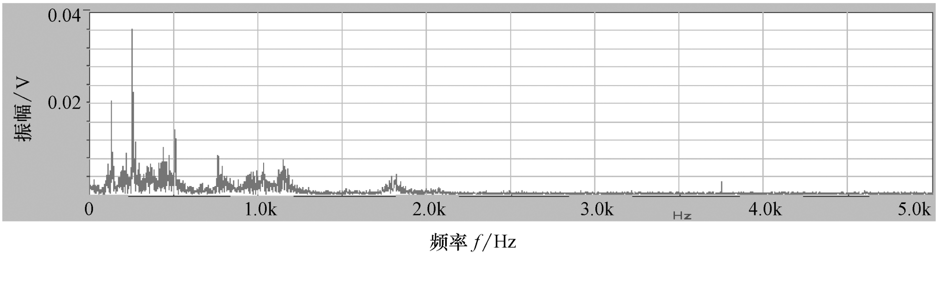


图 6-13　空载状态刀具振动频谱图

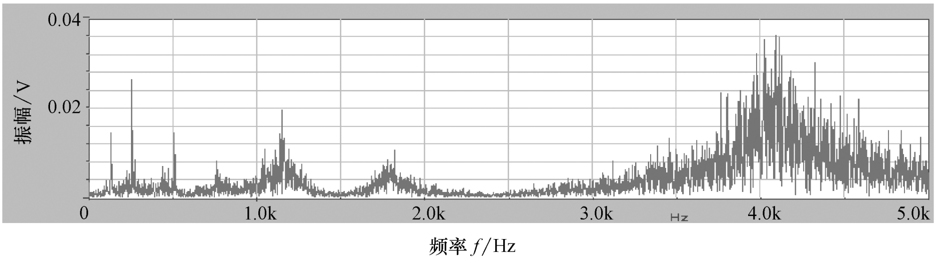


图 6-14　刀具切入工件时刀具振动频谱图

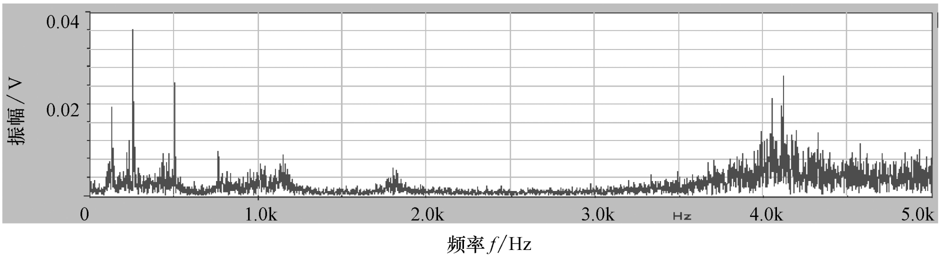


图 6-15　平稳切削时刀具振动频谱图

6. 4. 2　平稳切削状态与切削颤振状态的切削振动信号特征

图 6-16 是变背吃刀量法得到的由平稳状态向颤振状态转变的切削振动时域信号。在背吃刀量达到起振点时，振动幅值突然增大，颤振发生，振动能量也积累增大。图 6-17 是平稳切削时的振动时域信号，图 6-18 是切削过程发生颤振时的振动时域信号。在时域同坐标值图中比较两切削状态，可以看出，切削在颤振状态时振动幅值和振动的能量很大。

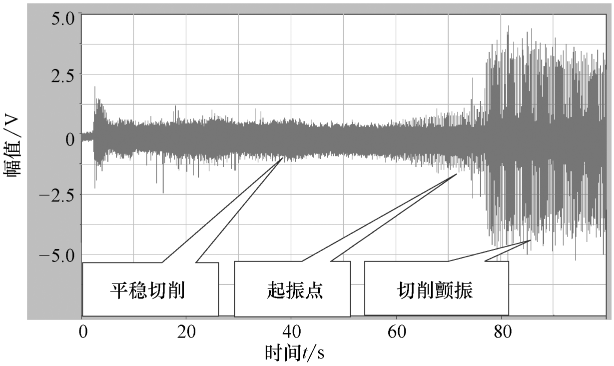


图 6-16　变背吃刀量法得到的由平稳状态向颤振状态转变的切削振动时域信号

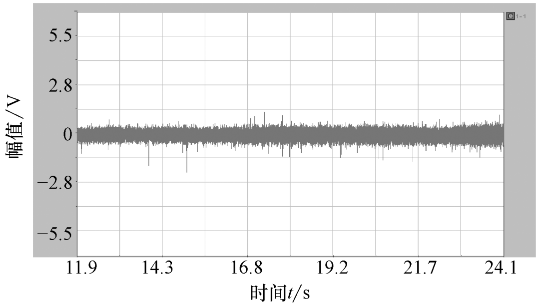


图 6-17　平稳切削时的振动时域信号

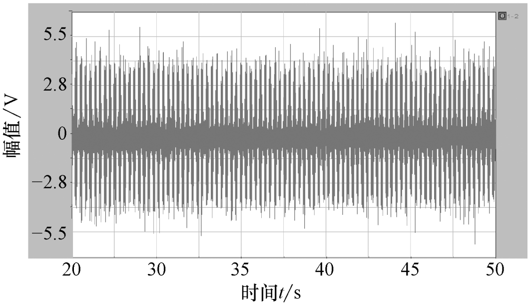


图 6-18　切削过程发生颤振时的振动时域信号

图 6-19 是平稳状态向颤振状态转变的切削振动信号的三维频谱图，在过渡过程中，振动信号的主频带从高频段向低频段移动，能量增大并由分散变为集中。图 6-20 和图 6-21 分别为单因素实验得到的平稳切削状态和切削颤振状态的三维频谱图。观察以上三个频谱图，可以看出，平稳切削状态振动主频带大多在高频段，且频域能量很分散。由于锯齿形切屑的生成频率、机床内振源所引起的强迫振动、背景噪声频率一般都较高，而且并不集中在某频率处，是分散的，因此可以认定切削处在稳定状态时，振动信号以强迫振动和系统噪声为主，具有主频带频率范围高、频域能量分散的典型特点。在切削颤振状态，振动幅值远远大于平稳切削状态时的振动，但振动主频带的频段较低，且频域能量集中，处在工艺系统的颤振频率范围内。此时，发生强烈再生型的自激振动，并占据振动信号能量的主要地位，频域能量集中在靠近切削主振系统的固有频率附近。

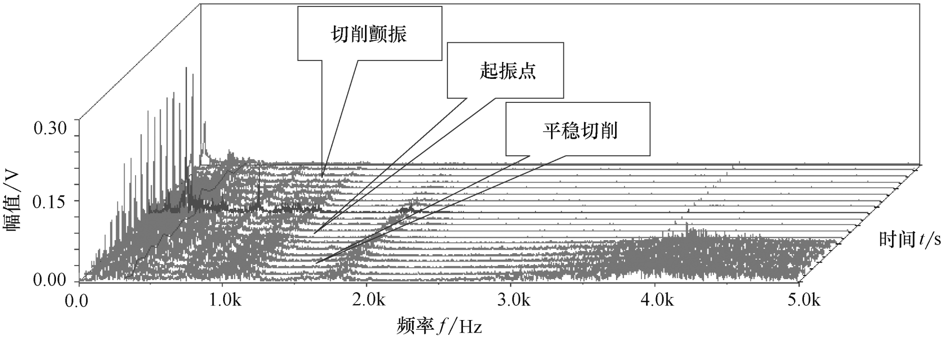


图 6-19　从平稳切削状态向切削颤振状态过渡过程的三维频谱图

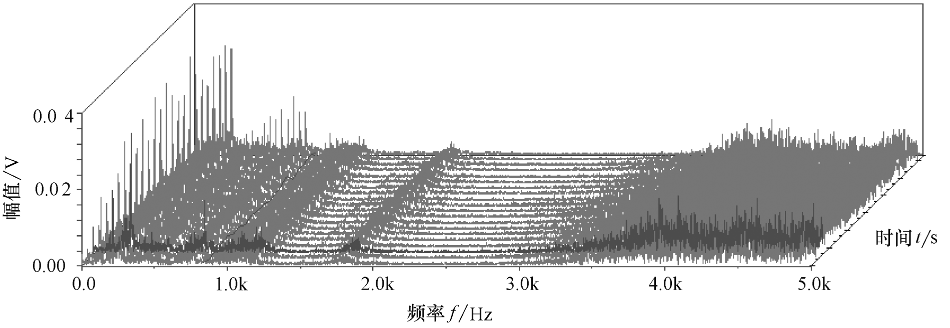


图 6-20　由单因素实验得到的平稳切削状态振动信号的三维频谱图

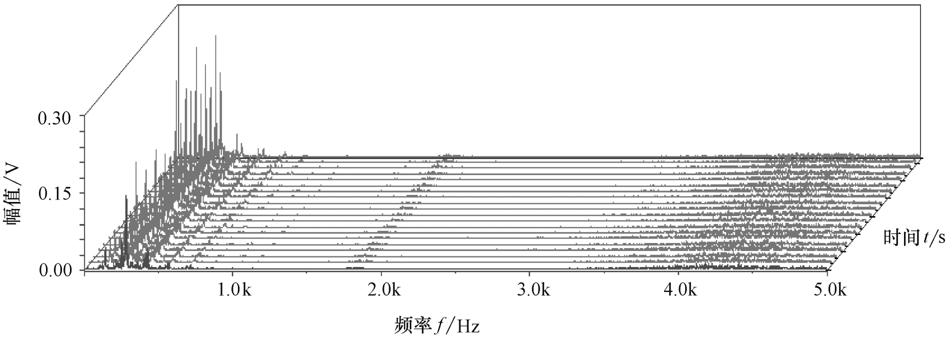


图 6-21　由单因素实验得到的切削颤振状态振动信号三维频谱图

6.4.3　动态切削力与振动信号的相关特性分析

由再生颤振机理可知，在切削发生颤振的状态下，切削力信号与振动信号之间存在一定的关系，因此有必要对切削力和振动信号进行相关分析。

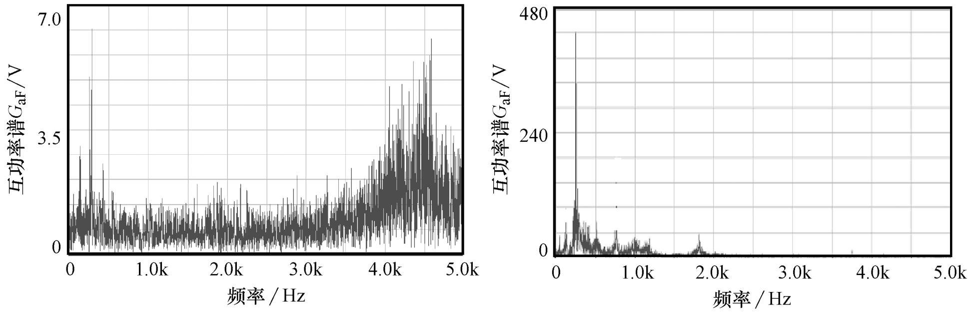
对 y 向切削力 F_y 和 y 向振动加速度信号 a_y 进行相关分析，切削力 F_y 与加速度信号 a_y 的互功率谱 G_{aF} 可表示为

$$G_{aF}(f)=C_{aF}(f)-\mathrm{i}Q_{aF}(f)=|G_{aF}(f)|\mathrm{e}^{-\mathrm{i}\theta_{aF}(f)} \tag{6-3}$$

式中，$|G_{aF}(f)|$ 为互功率谱的幅值；$C_{aF}(f)$ 和 $Q_{aF}(f)$ 分别为互功率谱的实数和虚数部分；$\theta_{aF}(f)$ 为其相位谱，表示某频率处切削力信号与振动加速度信号的相位差，$\theta_{aF}(f)$ 为

$$\theta_{aF}(f)=\begin{cases}\arctan\dfrac{Q_{aF}(f)}{C_{aF}(f)}, & (C_{aF}(f)>0)\\ \pi+\arctan\dfrac{Q_{aF}(f)}{C_{aF}(f)}, & (C_{aF}(f)<0,Q_{aF}>0)\\ -\pi+\arctan\dfrac{Q_{aF}(f)}{C_{aF}(f)}, & (C_{aF}(f)<0,Q_{aF}<0)\end{cases} \tag{6-4}$$

在平稳切削状态下，如图 6-22a 所示，互功率谱能量的主频带处在高频段，能量分散；如图 6-22b 所示，在切削颤振状态（失稳状态）下，互功率谱能量的主频带处在低频段，能量集中，互功率谱幅值较高，此时 y 向切削力 F_y 与 y 向振动加速度信号 a_y 具有很大的相关性。



a) 平稳状态　　b) 失稳状态

图 6-22　不同状态下的互功率谱

第 7 章　精密硬态切削加工表面粗糙度与塑性侧流研究

精密硬态切削使用的 PCBN 刀具一般都具有负倒棱圆弧刃，这会延长刀具使用寿命，并降低切削表面的表面粗糙度值，但同时也会带来一定的负面影响，比如加重工件加工表面金属塑性侧流的程度等。侧流是影响切削加工表面粗糙度的一个非几何学因素，这个因素在精密和超精密切削时显得尤为重要。

目前，国内外学者进行硬态切削表面完整性的研究大多集中在表面残余应力状态控制、表面白层的成因等方面，对硬态切削加工表面侧流的研究少见报道。刘献礼教授和文东辉博士在 2002 年提出，硬态切削表面存在塑性侧流现象，并讨论了后面磨损对表面塑性侧流的作用结果。此研究首次提出了硬态切削的塑性侧流问题，具有重要意义，但当时只对侧流进行了定性的研究，没有深入阐述侧流的形成机理。

本章对硬态切削加工表面侧流进行有限元模拟，提出了表面侧流形成机制，给出表面侧流程度的评判标准，建立了塑性侧流凸峰高度数学模型、圆弧刃与直线刃组合的车削表面残留高度几何数学模型和考虑塑性侧流影响的加工表面粗糙度数学模型，研究进给量和刀尖圆弧半径等因素对表面塑性侧流的影响，并采用正交实验的方法优化了硬态切削加工表面粗糙度。

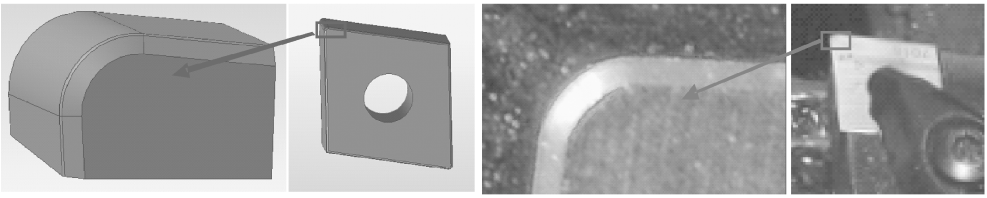
7.1　淬硬钢切削加工表面塑性侧流的形成机理研究

7.1.1　淬硬钢切削加工表面塑性侧流三维有限元仿真

7.1.1.1　基于 DEFORM—3D 的淬硬钢三维切削模型的建立

使用 UG 软件对刀具和工件进行三维几何建模，如图 7-1 所示是刀具

三维模型与真实刀具的对比，为了更方便局部显示切削区，刀具在三维模型中只显示参与切削的刀尖部分。



a) 刀具 UG模型　　b) 真实刀具

图 7-1　刀具三维模型与真实刀具的对比

把工件和刀具的模型导入 DEFORM 软件中并进行网格划分。网格划分得越多，则计算的结果越精确，但计算机的计算量也变大。在不降低精度的情况下，为了减少计算时间，对刀具与工件的接触部分进行了局部网格加密；考虑到切削过程中有较大的网格变形出现，并规定当网格畸变量达到网格宽度的 1/2 时，进行一次重划分，这样一方面解决了局部变形的精确求解，另一方面节省了求解时间以及内存消耗。淬硬钢三维切削模型如图 7-2 所示。

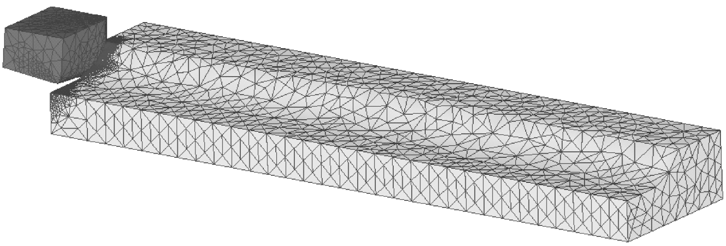


图 7-2　淬硬钢三维切削模型

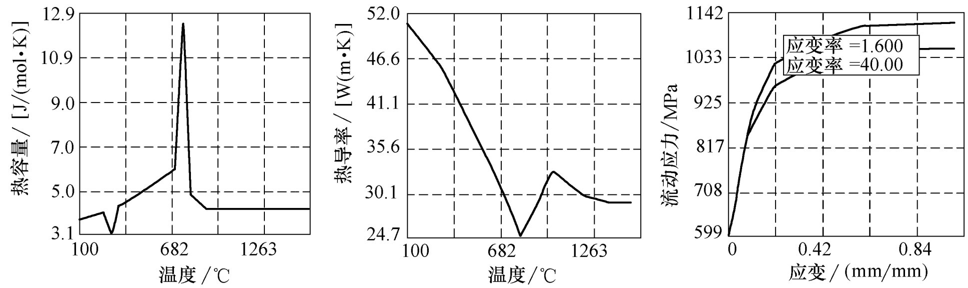
工件的三个方向固定，刀具沿进给方向以一定的切削速度运动。环境温度设置为 20℃。采用 Johnson-Cook 材料模型和断裂准则[130]，摩擦模型采用做金属切削模拟时常用的修正 Coulomb 摩擦定律。刀具材料为 PCBN，工件材料为 GCr15，两种材料的物理性能见表 7-1。

表 7-1　PCBN 刀具材料和 GCr15 工件材料的物理性能

材料	密度/(g/cm^3)	硬度 HV	弹性模量/GPa	泊松比	热导率/[W/(m·K)]	热膨胀系数/$10^{-6}℃^{-1}$
PCBN	3.12～4.28	8000～9000	587～680	0.15～0.22	40～100	2.1～4.8
GCr15	7.85	55	217	0.3	39	14.4

将刀具设为刚体，工件材料 GCr15 设置为弹塑性材料，材料热力学

性能如图 7-3 所示。



a) 热容量曲线图　　b) 热导率曲线图　　c) 流动应力曲线

图 7-3　工件材料力学性能曲线

7.1.1.2　表面塑性侧流的三维有限元仿真结果

在切削速度 $v_c = 200$m/min、进给量 $f = 0.1$mm/r、背吃刀量 $a_p = 0.4$ mm、刀尖圆弧半径 $r_\varepsilon = 0.4$mm 条件下，通过有限元后处理计算，获得工件加工表面等效应力分布（图 7-4）、等效应变分布（图 7-5）、应变速率分布（图 7-6）和等效应力/MPa 温度场分布（图 7-7）情况，并对加工表面塑性侧流的形成进行了模拟。

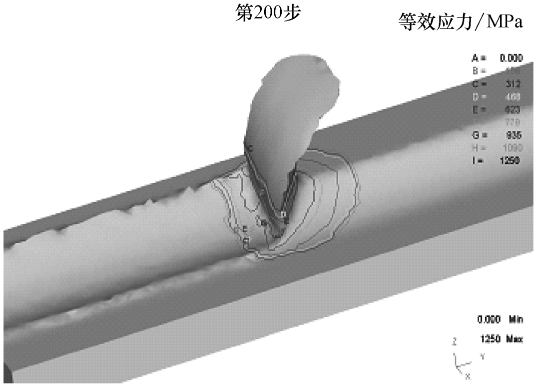


图 7-4　加工表面等效应力分布

观察有限元模拟结果，在刀具挤压和切削热耦合作用下，工件—切屑分离，大部分金属相对于刀具作纵向的塑性流动，在刀痕的底部等效应变达 2.29mm/mm，在个别区域可达 2.86mm/mm；而一小部分金属相对于刀具作侧向的塑性流动，在刀痕边缘形成突起，这就是加工表面的塑性侧流，这个应变远小于刀痕底部的应变，仿真结果只有1.14mm/mm。

金属的塑性侧流并不均匀，形成不规则的塑性流动突起。

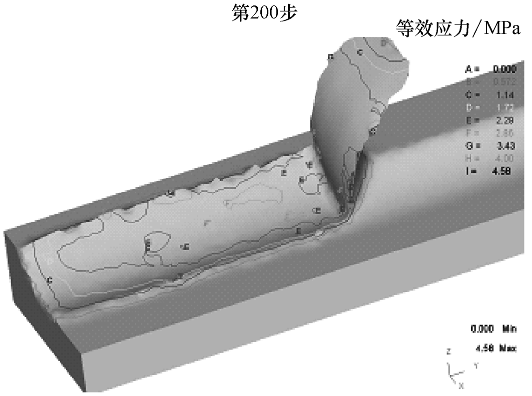


图 7-5　加工表面等效应变分布

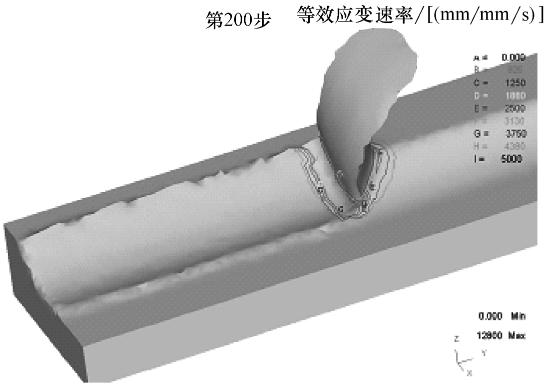


图 7-6　加工表面应变率分布

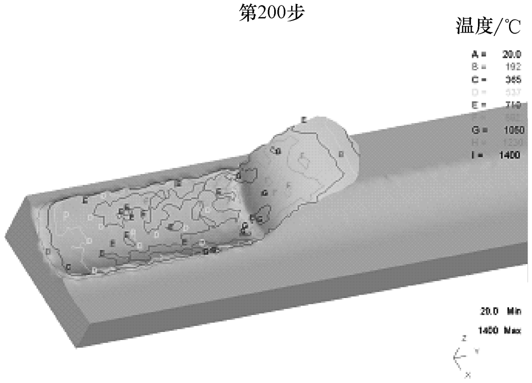


图 7-7　加工表面温度分布

7.1.2 表面塑性侧流形成过程模型与形成机理

精密硬态切削加工表面塑性侧流形成过程模型如图 7-8 所示，由于刀具的作用，使工件的待切削层转变成切屑，同时形成工件的已加工表面。刀尖前方金属工件在刀具挤压和切削热耦合作用下，发生了塑性变形，*NP* 为塑性变形的起始边界，*GK* 为塑性变形的终结边界。在 *GKPN* 边界以内，就是塑性变形区，此区域内待切削层将转变成切屑，在 *NP* 以下，金属工件母体方向为弹性变形区。这时，切削刃圆角上的某非最低点 *O*，成为待切削层的分界点。*O* 点以上的待切削层金属，将沿前面摩擦、变形、流出而成为切屑，点 *O* 以下厚度为 *u* 的待切削层金属将分为两股，一股厚度为 *n* 的金属，由于工件母体的弹性退让，得以向下绕过切削刃圆角，在经过最低点 *N* 以后，由于母体的弹性恢复而向上弹回，回弹量为 *n*，并沿后面摩擦、变形、流出而成为已加工表面。厚度为 *e* 的这股金属，一部分相对于刀具作纵向的塑性流动，称为塑性纵流；另一部分则将相对于刀具作侧向的塑性流动，就是塑性侧流。塑性侧流将对工件表面粗糙度、加工表面完整性及其使用性能产生较大影响。

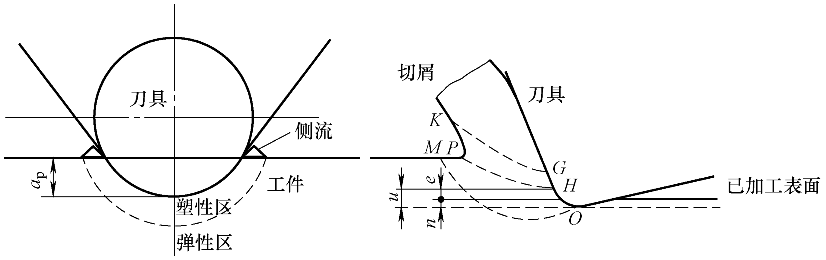


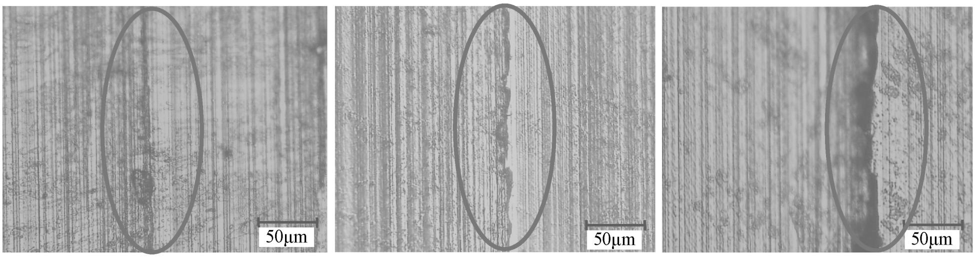
图 7-8 精密硬态切削加工表面塑性侧流形成过程模型

7.2 加工表面塑性侧流程度评判标准的建立

由刀具和工件作用的几何因素和塑性侧流都会使加工表面形成脊状突起，二者的作用结果很难区分，因此观察已加工表面来评价侧流程度并不容易。但侧流形成的脊状突起有自己的特点，形成的侧流突起在脊线上看并不均匀，严重的甚至会产生卷曲。根据这个特点，可总结出判断加工表面塑性侧流程度定性的评判标准。

1. 棱脊线较直

在显微镜下，刀痕之间的棱脊线较直，如图 7-9a 所示。工件表面的残留高度主要是由刀具的几何因素引起的，塑性侧流很轻微。



a) 棱脊线较直　　b) 棱脊线弯曲　　c) 棱脊线卷曲

图 7-9　加工表面塑性侧流程度评价标准

2. 棱脊线弯曲

微观观察，刀痕之间的棱脊线弯曲，如图 7-9b 所示。工件表面的残留高度是由刀具的几何因素和塑性侧流因素共同作用的结果，塑性侧流程度中等。

3. 棱脊线卷曲

在两个刀痕之间的棱脊线出现类似卷刃一样的侧流弯曲，如图 7-9c 所示。这是发生了严重的塑性侧流而形成的，这种加工表面塑性侧流程度最重。

7.3　淬硬钢切削加工表面侧流数学模型

7.3.1　塑性侧流凸峰高度数学模型的建立

待切削层金属的塑性侧流沿刀尖圆弧两侧进行，会在已加工表面最大残留高度 R'_{max} 刀纹两侧，各形成一个高度为 h 的附加凸峰，称为塑性侧流凸峰，如图 7-10 所示。此时，车削表面最大残留高度为

$$R_{max} = R'_{max} + h \tag{7-1}$$

形成的塑性侧流凸峰使已加工表面上残留高度发生畸变，这是影响加工表面粗糙度形成的一个非几何学因素，会增大已加工表面的表面粗糙度值。

设刀尖为刚性体，工件在刀具挤压和切削热耦合作用下，产生塑性

变形的同时，也存在着刀具挤压后的弹性变形回复。则塑性侧流凸峰高度可表示为

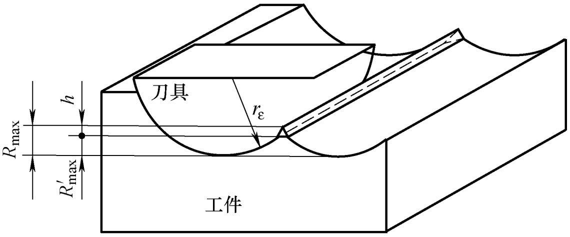


图 7-10　塑性侧流凸峰示意图

$$h = \Delta h_p - \Delta h_e \tag{7-2}$$

式中，Δh_p为刀具挤压作用下的塑性变形高度（mm），Δh_e为刀具挤压后的弹性变形回复高度（mm）。

刀具挤压作用下的塑性变形高度 Δh_p的计算，可参照 Kragelskii-Drujanov 摩擦磨损计算方程[131]：

$$\Delta h_p = 2r_\varepsilon\left(1 - \frac{0.33HB}{\sigma}\right) \tag{7-3}$$

式中，r_ε 为刀尖圆弧半径（mm），HB 为工件材料的硬度，σ 为工件材料变形过程中的流动应力（MPa）。

根据 John Cook 材料模型，流动应力可表示为[132]

$$\sigma = (A + B\varepsilon^{-n})(1 + C\ln\dot{\varepsilon})(1 - \overline{T}^m) \tag{7-4}$$

式中，σ 为流动应力（MPa）；$\overline{\varepsilon}$ 为等效塑性应变（mm/mm）；A、B 和 n 分别为应变常量（MPa）、应变硬化系数（MPa）和应变指数；$\dot{\varepsilon}$为等效塑性应变率（(mm/mm)/s），C 为应变率系数；$\overline{T}$ 为切削平均温度（℃）；m 为温度指数。

刀具与工件的接触，可以看成是半径为 r_ε 的刚性球与平面的接触，参照 Hertz 弹性接触理论[133]，刀具挤压后的弹性变形回复高度为

$$\Delta h_e = \left(\frac{9}{16} \times \frac{F_y^2}{E^2 r_\varepsilon}\right)^{1/3} \tag{7-5}$$

式中，E 为工件材料的弹性模量（MPa），F_y为垂直于工件表面的切削分力（N）。

将式（7-3）~式（7-5）带入式（7-2），得金属切削加工表面的塑性侧流凸峰高度

$$h = 2r_\varepsilon\left(1 - \frac{0.33HB}{(A + B\overline{\varepsilon}^n)(1 + C\ln\dot{\overline{\varepsilon}})(1 - \overline{T}^m)}\right) - \left(\frac{9}{16} \times \frac{F_y^2}{E^2 r_\varepsilon}\right)^{1/3} \qquad (7\text{-}6)$$

7.3.2　圆弧刃与直线刃组合的车削表面残留高度几何数学模型建立

高速精密（即小背吃刀量、小进给量）硬态切削，一般采用带负倒棱的圆弧刃车刀（刀尖圆弧半径为 0.4～1.6mm），由刀尖圆弧和部分直线刃承担切削工作，一般副偏角 κ_r'较小，刀尖圆弧半径 r_ε 较大，进给量 f 较小，满足 $r_\varepsilon > 2f$。若只考虑几何因素的影响，形成的车削表面残留高度几何形状如图 7-11 所示。

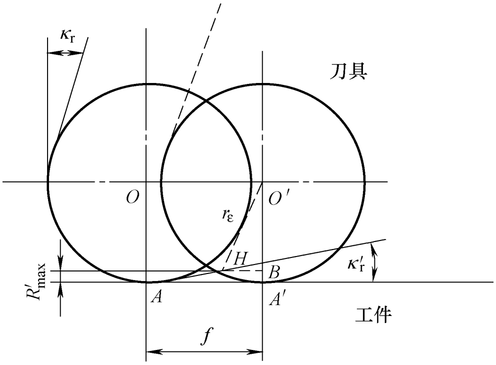


图 7-11　圆弧刃与直线刃组合的车削表面残留高度几何形状

根据图 7-11 中的几何关系，在直角三角形△$O'HB$ 中，有如下数学关系成立：

$$O'H^2 = BH^2 + O'B^2$$

即

$$r_\varepsilon^{\ 2} = (f - R'_{max}\cot\kappa_r')^2 + (r_\varepsilon - R'_{max})^2 \qquad (7\text{-}7)$$

解此方程，得

$$R'_{max} = \frac{1}{2}f\sin 2\kappa_r' + r_\varepsilon\sin^2\kappa_r' \pm \sin^2\kappa_r'\sqrt{r_\varepsilon^{\ 2} + 2fr_\varepsilon\cot\kappa_r' - f^2} \qquad (7\text{-}8)$$

由几何关系可知，$R'_{max}\cot\kappa_r' < f$，且 $R'_{max} < r_\varepsilon$，则圆弧刃与直线刃组合的车削表面残留几何高度为

$$R'_{max} = \frac{1}{2}f\sin 2\kappa_r' + r_\varepsilon\sin^2\kappa_r' - \sin^2\kappa_r'\sqrt{r_\varepsilon^{\ 2} + 2fr_\varepsilon\cot\kappa_r' - f^2} \qquad (7\text{-}9)$$

式中，r_ε 为刀尖圆弧半径（mm）；f 为进给量（mm/r），κ_r'为副偏角（°）。

随着进给量 f、副偏角 κ_r'的减小，刀尖圆弧半径 r_ε 增大，只考虑几何因素影响的表面残留几何高度 R'_{max} 值有减小的趋势。

7.3.3 考虑塑性侧流影响的切削加工表面粗糙度数学模型建立

由式（7-1）可知，切削表面最大残留高度 R_{max} 可表示为由几何因素影响的切削表面最大残留高度 R'_{max} 与塑性侧流凸峰高度 h 的累加和。将式（7-6）、式（7-9）代入式（7-1），得到考虑塑性侧流影响的切削加工表面最大残留高度为

$$R_{max} = \frac{1}{2}f\sin 2\kappa_r' + r_\varepsilon \sin^2\kappa_r' - \sin^2\kappa_r'\sqrt{r_\varepsilon{}^2 + 2fr_\varepsilon\cot\kappa_r' - f^2} + 2r_\varepsilon\left(1 - \frac{0.33HB}{(A + B\,\overline{\varepsilon}^n)(1 + C\ln\dot{\overline{\varepsilon}})(1 - \overline{T}^m)}\right) - \left(\frac{9}{16}\times\frac{F_y^2}{E^2 r_\varepsilon}\right)^{1/3} \quad (7\text{-}10)$$

7.3.4 塑性侧流凸峰高度及其影响下的表面粗糙度数学模型的讨论

金属切削加工表面的塑性侧流凸峰高度数学模型的前一部分，是工件材料的塑性变形，跟刀尖圆弧半径、工件材料硬度、切削过程温度、塑性应变及塑性应变率有关；塑性侧流凸峰高度数学模型的后一部分，是工件材料在切削过程中的弹性变形回复，和垂直于工件表面的切削分力、刀尖圆弧半径以及工件材料的弹性模量有关。一般来说，增大进给量会使切削力增大，因此塑性侧流凸峰高度也和进给量有关。根据该数学模型，可做如下讨论：

1）工件材料硬度提高、切削温度升高、垂直于工件表面的切削分力 F_y 的提高，都会使得塑性侧流凸峰高度有降低的趋势，这也是硬态切削加工可以获得很低表面粗糙度值的重要原因之一。

2）增大刀尖圆弧半径 r_ε、减小进给量都可以使几何原因形成的表面残留高度降低，但同时也都会使塑性侧流凸峰高度有升高的趋势。

7.4 表面塑性侧流与表面粗糙度的硬态切削实验研究

7.4.1 实验条件

实验在 CA6140 机床上进行，切削刀具采用瑞典山特维克可乐满

（Sandvik Coromant）PCBN7015 负前角基本形状刀片，刀具刃口为负倒棱并圆角处理。工件为轴承钢 GCr15，淬火处理后硬度为 62～64HRC，直径为 110mm。

表面粗糙度测量采用 TR240 表面粗糙度测量仪，如图 7-12 示。它属于触针式测量仪器，测量部位选择在精密硬态切削加工表面上与加工方向相垂直的任意 3 个位置，测得的表面粗糙度值取均值。用 KEYENCE 三维显微系统和 HITACHIS－3000 型电子扫描电镜进行加工表面形貌和侧流的微观观察研究。

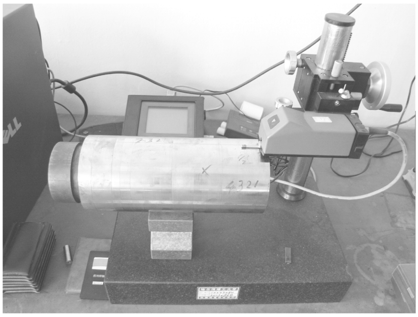


图 7-12　加工表面粗糙度检测现场

7.4.2　刀尖圆弧半径对表面塑性侧流的影响

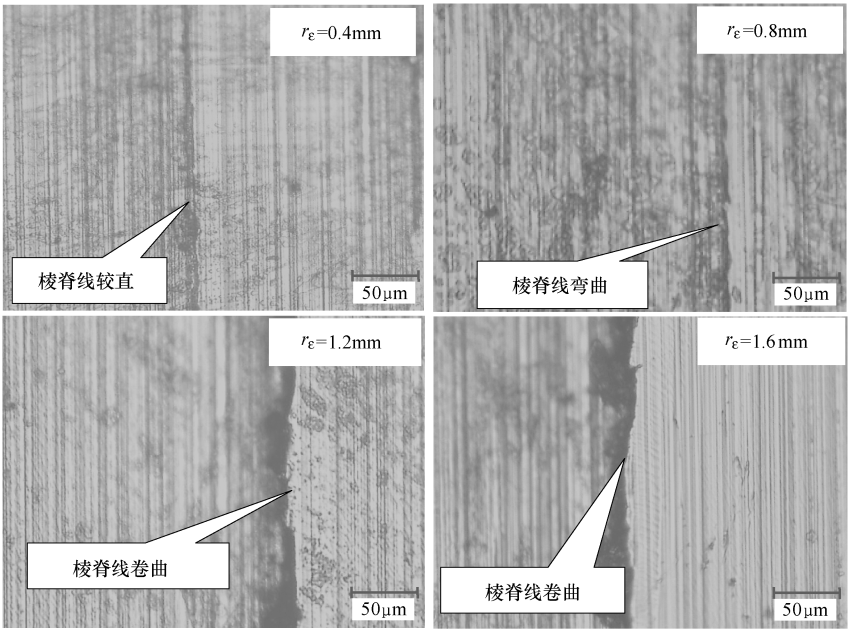
在切削速度 v_c = 200m/min、进给量 f = 0.08mm/r、背吃刀量 a_p = 0.1mm 的切削条件下，采用刀尖圆弧半径 r_ε 分别 0.4mm、0.8mm、1.2mm、1.6mm 的 PCBN 刀具切削硬度为 62～64HRC 的 GCr15 钢工件，不同刀尖圆弧半径的加工表面微观形貌如图 7-13 所示。

微观观察可见在两次进给的刀痕之间形成的棱脊上有侧流现象，在刀尖半径为 1.6mm 的加工表面侧流程度最严重，刀尖半径为 1.2mm 的加工表面侧流程度次之，都在某些区域形成了刀痕棱脊上的明显金属侧向流动卷曲痕迹，而刀尖圆弧半径 0.8mm 的加工表面棱脊线可见弯曲，形成弯曲的原因就是侧流所造成的，但并没有较大的金属侧向流动卷曲痕迹；刀尖圆弧半径 0.4mm 的加工表面上棱脊线较直，侧流现象不明显。

表面粗糙度测量结果见表 7-2。随着刀尖圆弧半径的增加，加工表面粗糙度值减小。

表 7-2　刀尖圆弧半径对表面粗糙度的影响

刀尖圆弧半径 r_ε/mm	Ra/μm	Rz/μm
0. 4	0. 784	2. 902
0. 8	0. 505	2. 213
1. 2	0. 447	1. 931
1. 6	0. 361	1. 772



v_c=200m/min　f=0.08mm/r　a_p=0.1mm

图 7-13　不同刀尖圆弧半径的加工表面形貌（×1000）

代入式（7-6）、式（7-9）、式（7-10），可计算出塑性侧流凸峰高度 h、只考虑几何因素影响的表面残留高度 R'_{max} 以及考虑塑性侧流影响的切削加工最大残留高度 R_{max}，其中工件材料 GCr15 的弹性模量 E 为 207 ~ 216 GPa[134]，本文的计算取 E = 212GPa；切向分力 Fy 可根据实验获得；切削过程中的流动应力 σ 很难获得，可以通过有限元仿真的方法得到一个仿真值用于计算。

将根据本书建立的表面粗糙度数学模型所算得的理论表面粗糙度与实验值 Rz 进行比较，如图 7-14 所示。考虑塑性侧流影响的切削加工最大残留高度 R_{max} 计算值与实测值 Rz 的符合程度很高，计算值均微小于实验实测值，这是由于切削过程中还存在着一些随机振动因素。

只考虑几何形状的残留高度 R'_{max} 与实验实测值 Rz 的差值具有明显的

规律性，刀尖圆弧半径小的差值小，这种现象的主要原因是由于刀尖圆弧半径小，侧流现象不显著，侧流的影响程度小。

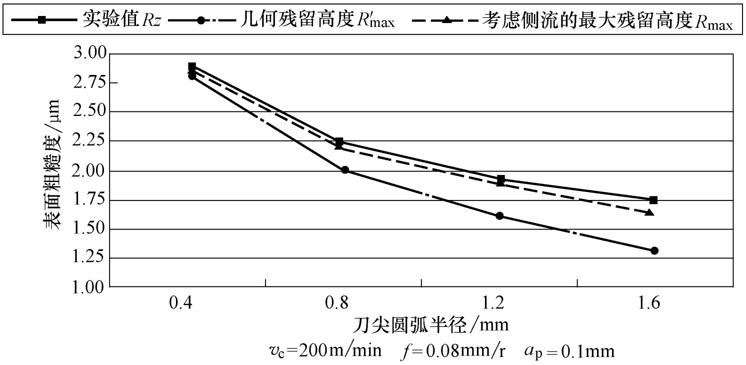


图 7-14　不同刀尖圆弧半径的表面粗糙度计算值与实验值比较

7.4.3　进给量对表面塑性侧流的影响

采用不同进给量，在切削速度 $v_c=200\text{m/min}$、背吃刀量 $a_p=0.1\text{mm}$、刀尖圆弧半径 $r_\varepsilon=0.8\text{mm}$ 的条件下，切削硬度为 62 ~ 64HRC 的 GCr15 钢工件，加工表面微观形貌如图 7-15 所示。

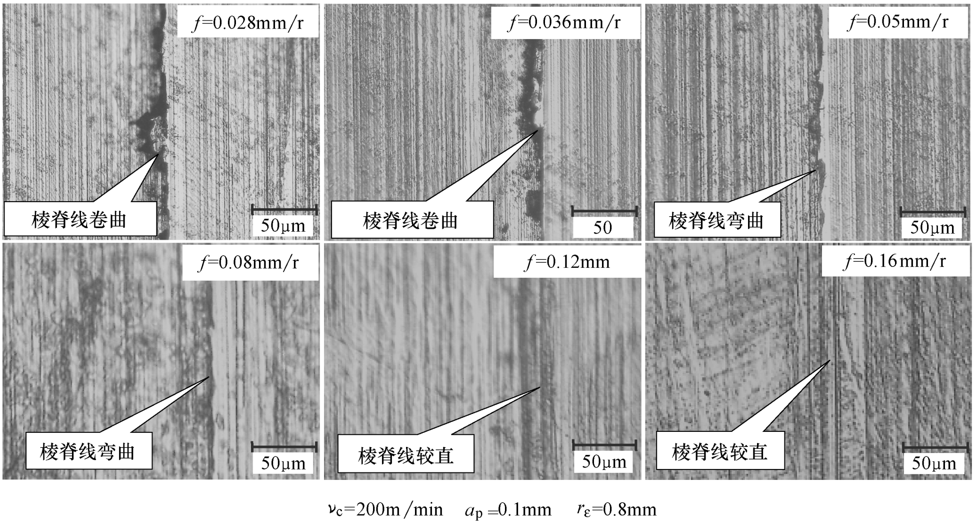


图 7-15　不同进给量的加工表面形貌（×100）

微观观察可见，随着进给量减小，加工表面侧流程度加重。在进给

量为0.028mm/r、0.036mm/r 的条件下，加工表面形成了金属塑性侧流卷曲痕迹；而在进给量为 0.05mm/r 和 0.08mm/r 的条件下，加工表面可见由侧流原因形成的刀痕棱脊线弯曲；在进给量为 0.12mm/r 和 0.16mm/r 的条件下，加工表面刀痕棱脊线较直，说明加工过程中的金属塑性侧流较少。

测得的表面粗糙度值见表 7-3。

表 7-3　进给量对表面粗糙度的影响

刀尖圆弧半径 r_ε/mm	Ra/μm	Rz/μm
0.028	0.292	1.256
0.036	0.287	1.243
0.050	0.343	1.428
0.080	0.505	2.412
0.120	0.875	4.091
0.160	1.237	6.050

将根据本书建立的表面粗糙度数学模型所算得的理论表面粗糙度与实验值 Rz 进行比较，如图 7-16 所示。考虑塑性侧流影响的切削加工最大残留高度 R_{max} 计算值与实测值 Rz 的符合程度很高，计算值均微小于实验实测值，这是由于切削过程中还存在着一些随机振动因素。

只考虑几何形状的残留高度 R'_{max} 与实验实测值 Rz 的差值具有明显的规律性，进给量大的差值小，这种现象的主要原因是由于进给量大的切削条件下表面侧流不严重，侧流对表面粗糙度的影响程度小。

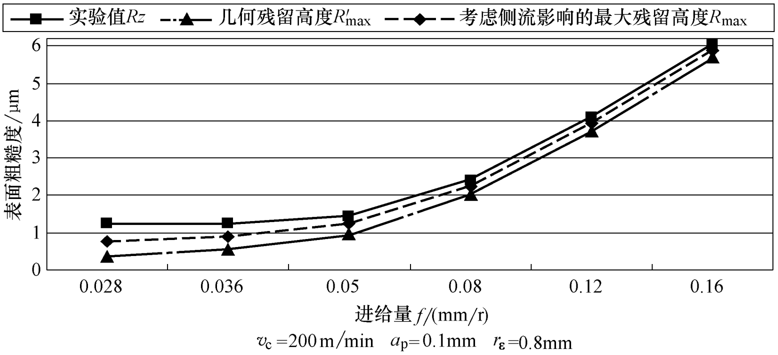


图 7-16　不同进给量的粗糙度计算值与实验值

随着进给量的减小，工件加工表面粗糙度值也减小，但由于进给量越小的加工表面侧流越严重，加大了表面粗糙度值，使得进给量降低到

0.05mm/r 以后，表面粗糙度值减小的程度变缓，进给量降低到 0.036mm/r 以后甚至出现增大的趋势。

7.4.4　精密硬态切削加工表面粗糙度的正交实验优化

如何保证获得理想的加工表面粗糙度值是实现用硬态切削替代磨削工艺加工淬硬钢的关键问题。采用 PCBN 刀具对 GCr15 淬硬钢进行了小切削用量下的正交切削实验，研究各实验因素对表面粗糙度的影响规律，并提出优化方案。

7.4.4.1　正交实验方案

正交实验方法能够以较少的实验次数获得较多信息，有利于把每个因素的作用效果区分清楚。根据式（7-6）、式（7-10）及经典加工表面粗糙度理论，可知进给量 f 和刀尖半径 r_ε 对加工表面粗糙度的影响较大。结合切削生产实践，选择影响表面粗糙度的 3 个主要参数切削速度 v_c、进给量 f 和刀尖圆弧半径 r_ε 作为正交切削实验的因素。

根据现有的切削用量资料，精密硬态切削作为精加工方式需要采用小切削用量，我们设定背吃刀量 $a_p = 0.1$mm。选择 L_9（3^4）正交实验方案，实验因素及其水平见表 7-4。

表 7-4　切削参数的因子水平表

水平	切削速度 v_c /(m/min)	进给量 f /(mm/r)	刀尖圆弧半径 r_ε /mm
1	109	0.05	0.4
2	217	0.08	0.8
3	270	0.10	1.2

正交实验方案见表 7-5。

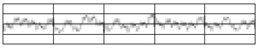
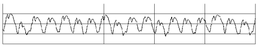
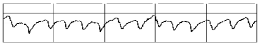
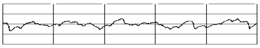
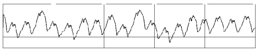
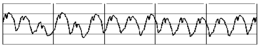
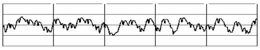
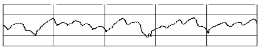
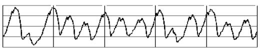
表 7-5　正交实验方案

水平	因子		
	切削速度 v_c/(m/min)	进给量 f/(mm/r)	刀尖圆弧半径 r_ε/mm
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	3
5	2	2	1
6	2	3	2
7	3	1	2
8	3	2	3
9	3	3	1

7.4.4.2 正交实验结果及分析

正交实验表及切削表面粗糙度测量结果见表7-6。

表7-6 正交实验结果

序号	因素				实验结果
	v_c /(m/min)	f /(mm/r)	r_ε/mm	Ra /μm	加工表面微观形貌
1	109	0.05	0.4	0.319	
2	109	0.08	0.8	0.547	
3	109	0.10	1.2	0.315	
4	217	0.05	1.2	0.212	
5	217	0.08	0.4	0.544	
6	217	0.10	0.8	0.583	
7	270	0.05	0.8	0.339	
8	270	0.08	1.2	0.272	
9	270	0.10	0.4	0.675	

用极差法分析正交实验，正交实验的表面粗糙度数据极差分析见表7-7。

表7-7 极差分析结果

序号	v_c/(m/min)	f/(mm/r)	r_ε/mm
	A	B	C
K1	1.181	0.870	1.538
K2	1.339	1.363	1.469
K3	1.286	1.573	0.799
k1	0.394	0.290	0.513
k2	0.446	0.454	0.490
k3	0.429	0.524	0.266
R	0.158	0.703	0.739

根据极差分析可以得出如下结论：

1）根据极差大小可看出（表7-7），各影响因素的极差关系为 $R_C > R_B > R_A$，影响最大的因素是刀尖圆弧半径 r_ε（极差0.739，最大），其次

是进给量 f（极差 0.703，次之），影响最小的因素是切削速度 v_c（极差 0.158，最小），所以进给量和刀具圆弧半径是影响 PCBN 刀具精密硬态切削表面粗糙度的最主要的因素。

2）各因素对应的水平值对表面粗糙度 Ra 值的影响变化趋势如图 7-17 所示。从图中可以看出：在实验条件下，切削速度 v_c 增大，Ra 值先增大后减小，变化不明显；进给量 f 增大，Ra 值增大，变化显著；刀尖圆弧半径 r_ε 增大，Ra 值减小，变化显著。

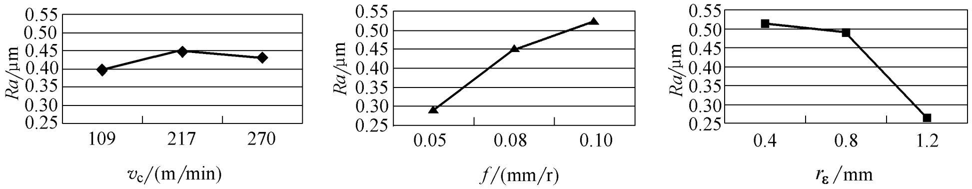
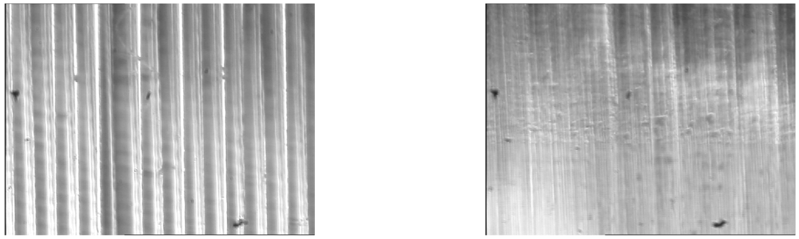
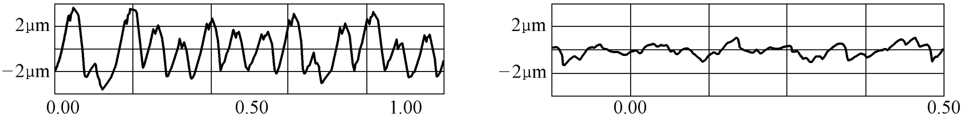


图 7-17　各因素对表面粗糙度的影响



a) v_c=270m/min、f=0.10mm/r、r_ε=0.4mm



b) v_c=109m/min、f=0.05mm/r、r_ε=1.2mm

图 7-18　优化前后加工表面形貌

3）以表面粗糙度 Ra 值小为优化目标，在背吃刀量 a_p = 0.1mm 的条件下，正交实验中优化后的切削参数应为：A1B1C3（切削速度 v_c = 109m/min，进给量 f = 0.05mm/r，刀尖圆弧半径 r_ε = 1.2mm），采用较小的进给量和较大的刀具圆弧半径，可以获得较小的表面粗糙度值。图 7-18a 是切削速度 v_c = 270m/min、进给量 f = 0.10mm/r、刀尖圆弧半径 r_ε = 0.4mm 切削条件下的加工表面微观形貌，图 7-18b 是优化后切削速度 v_c = 109 m/min、进给量 f = 0.05mm/r、刀尖圆弧半径 r_ε = 1.2mm 切削条件下的加工表面微观形貌，正交实验优化后，能得到比较理想的加工表面形貌。

第 8 章　精密硬态切削的多元非线性回归模型与综合优化

以获得稳定的、好的加工表面质量为目标，并兼顾刀具寿命、切削振动情况和加工效率，进行高速精密硬态切削过程的优化研究。切削实验条件如第 4 章所述。

8.1　精密硬态切削过程的多目标优化实验设计

为了提高效率，采用均匀设计方法设计切削实验参数，研究表面粗糙度、刀具寿命、刀具径向振动与切削参数之间的关系，分别建立了表面粗糙度、刀具切削行程、刀具径向振动的多元线性回归模型，在回归模型基础上建立了以满足零件表面粗糙度值最小、刀具寿命最长、刀具径向振动最小和切削效率最高为目标的多目标切削参数优化模型，对淬硬钢高速精密切削加工切削参数选用具有重要的指导意义。

实验选择 4 个因素，即切削速度 v_c、进给量 f、背吃刀量 a_p 和刀尖圆弧半径 $r_ε$。以表面粗糙度、刀具寿命、刀具径向振动为 3 个指标。选用均匀设计表 U12（12 ×6 ×4 ×4），因素水平组合为 12 ×6 ×4 ×4，实验设计及实验结果见表 8-1。

表 8-1　均匀设计实验表

序号	指标 1	指标 2	指标 3	因素 1	因素 2	因素 3	因素 4
	表面粗糙度 Ra/μm	刀具切削行程 L/km	刀具径向振动 A /V	切削速度 v_c/(m/min)	进给量 f/(mm/r)	背吃刀量 a_p/mm	刀尖圆弧半径 $r_ε$/mm
1	0. 20	12. 62	0. 4772	40. 00	0. 0360	0. 1000	1. 600
2	0. 22	9. 72	0. 5179	80. 00	0. 0500	0. 2000	1. 600
3	0. 65	8. 32	0. 5686	120. 0	0. 1200	0. 3000	1. 600
4	1. 14	7. 22	0. 3911	160. 0	0. 1600	0. 0500	1. 200
5	0. 22	5. 94	0. 4749	200. 0	0. 0280	0. 2000	1. 200
6	0. 28	5. 30	0. 5243	240. 0	0. 0500	0. 3000	1. 200

（续）

序号	指标 1 表面粗糙度 Ra / μm	指标 2 刀具切削行程 L/km	指标 3 刀具径向振动 A /V	因素 1 切削速度 v_c/(m/min)	因素 2 进给量 f /(mm/r)	因素 3 背吃刀量 a_p/mm	因素 4 刀尖圆弧半径 r_ε/mm
7	0.68	4.68	0.3495	280.0	0.0800	0.0500	0.8000
8	1.41	4.38	0.3720	320.0	0.1600	0.1000	0.8000
9	0.23	2.82	0.4803	360.0	0.0280	0.3000	0.8000
10	0.32	3.08	0.3051	400.0	0.0360	0.0500	0.4000
11	0.75	2.72	0.3305	450.0	0.0800	0.1000	0.4000
12	1.32	2.48	0.3765	500.0	0.1200	0.2000	0.4000

表面粗糙度的测量部位选择在精密硬态切削加工表面上与加工方向相垂直的任意 3 个位置，测得的表面粗糙度值取均值。PCBN 刀具切削淬硬钢时，磨损主要发生在后面上，前面的磨损相对较小，因此刀具磨钝一般以后面最大磨损量 VB_{max} 作为标准，选取后面磨损量 $VB=0.2$mm 作为磨钝标准，刀具寿命用刀具切削行程来度量。切削过程中，刀具的径向振动对工件的表面形貌影响最大，因此选用刀具径向振动作为指标 3。

8.2　精密硬态切削过程的多元非线性回归综合模型

令指标 1 表面粗糙度 Ra 为 $y1$，指标 2 刀具切削行程为 $y2$，指标 3 刀具径向振动为 $y3$，因素 1 切削速度 v_c 为 $X(1)$，因素 2 进给量 f 为 $X(2)$，因素 3 背吃刀量 a_p 为 $X(3)$，因素 4 刀尖圆弧半径 r_ε 为 $X(4)$。回归分析采用后退法，选择显著性水平 $\alpha=0.05$。

8.2.1　表面粗糙度建模

对指标 1 表面粗糙度指标初步拟定非线性回归方程：

$$y1 = b(0) + b(1)X(1) + b(2)X(2) + b(3)X(3) + b(4)X(4) + b(5)X(2)X(2) + b(6)X(2)X(4) + b(7)X(4)X(4) + b(8)X(2)X(2)X(2) + b(9)X(2)X(2)X(4)$$

经回归方程显著性检验、变量分析后，确定表面粗糙度非线性数学模型为

$$y1 = 0.341 - 0.000322X(1) + 164X(2)X(2) - 5.35X(2)X(4) - 566X(2)X(2)X(2)$$

即

$$R = 0.341 - 0.000322v_c + 164f^2 - 5.35f\,r_\varepsilon - 566\,f^3 \qquad (8\text{-}1)$$

以显著因素进给量和刀尖圆弧半径为变量，对表面粗糙度的影响趋势如图 8-1 所示。

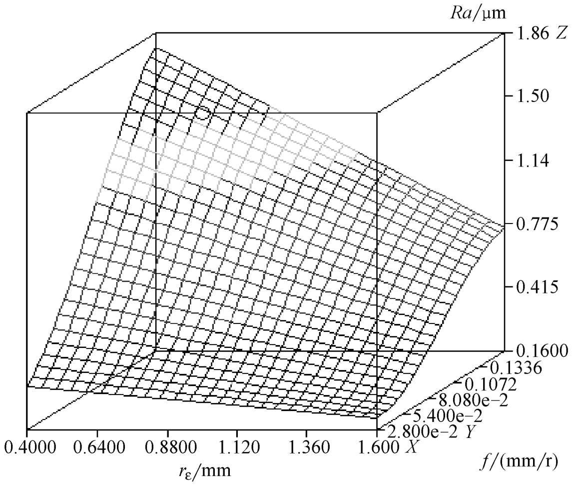


图 8-1　进给量和刀尖圆弧半径对表面粗糙度的影响趋势

进行残差分析，见表 8-2。

表 8-2　表面粗糙度非线性数学模型残差分析

序号	观测值	回归值	观测值 - 回归值	(回归值 - 观测值)/观测值 ×100(%)
1	0.20	0.205	-5.00e-3	2.50
2	0.22	0.225	-5.00e-3	2.27
3	0.65	0.652	-2.00e-3	0.308
4	1.14	1.13	1.00e-2	-0.877
5	0.22	0.212	8.00e-3	-3.64
6	0.28	0.281	-1.00e-3	0.357
7	0.68	0.665	1.50e-2	-2.21
8	1.41	1.42	-1.00e-2	0.709
9	0.23	0.221	9.00e-3	-3.91
10	0.32	0.321	-3.20e-2	0.313
11	0.75	0.782	2.00e-2	4.27
12	1.32	1.30	-1.00e-2	-1.52

回归值与实验值的残差均小于 5%，说明回归方程精确度较高。

8.2.2　刀具切削行程建模

对指标 2 刀具切削行程拟建立回归方程：

$y2 = b(0) + b(1)X(1) + b(2)X(2) + b(3)X(3) + b(4)X(4) + b(5)X(1)X(1) + b(6)X(3)X(3) + b(7)X(4)X(4) + b(8)X(1)X(1)X(1) + b(9)X(4)\ X(4)X(4)$

经回归方程显著性检验、变量分析后，确定表面粗糙度非线性数学模型为

$y2 = 7.04 - 0.0408X(1) + 1.99X(4) + 0.0000955X(1)X(1) - 0.979X(4)X(4) - 0.0000000794X(1)X(1)X(1)$

即

$$L = 14.08 - 0.0816\ v_c + 3.98r_\varepsilon + 0.0000191\ v_c^2 - 1.958\ r_\varepsilon^2 - 0.0000001588\ v_c^3 \qquad (8\text{-}2)$$

以显著因素切削速度和刀尖圆弧半径为变量，对刀具切削行程的影响趋势如图 8-2 所示。

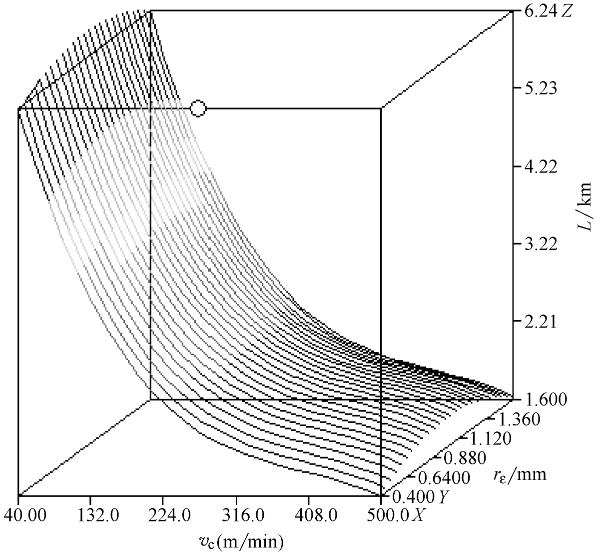


图 8-2　切削速度和刀尖圆弧半径对刀具切削行程的影响趋势

进行残差分析，见表 8-3。

表 8-3　刀具切削行程非线性数学模型残差分析表

序号	观测值	回归值	观测值 - 回归值	(回归值 - 观测值)/观测值 ×100(%)
1	12.62	12.48	0.140	-1.11
2	9.72	10.04	-0.320	3.29

（续）

序号	观 测 值	回 归 值	观测值－回归值	（回归值－观测值）/观测值×100（%）
3	8. 32	8. 12	0. 200	－2. 40
4	7. 22	7. 22	0. 00	0. 00
5	5. 94	6. 08	－0. 14	2. 36
6	5. 30	5. 24	6. 00e－2	－1. 13
7	4. 68	4. 64	4. 00e－2	－0. 855
8	4. 38	4. 22	0. 16	－3. 65
9	2. 82	3. 96	－0. 14	3. 66
10	3. 08	3. 08	0. 00	0. 00
11	2. 72	2. 80	－8. 00e－2	2. 94
12	2. 48	2. 42	6. 00e－2	－2. 42

回归值与实验值的残差均小于5%，说明回归方程精确度较高，数学模型可信。

8. 2. 3　刀具径向振动建模

对指标 3 刀具径向振动拟建立回归方程：

$$y3 = b(0) + b(1)X(1) + b(2)X(2) + b(3)X(3) + b(4)X(4) + b(5)X(1)X(1) + b(6)X(2)X(2) + b(7)X(3)X(3) + b(8)X(4)X(4)$$

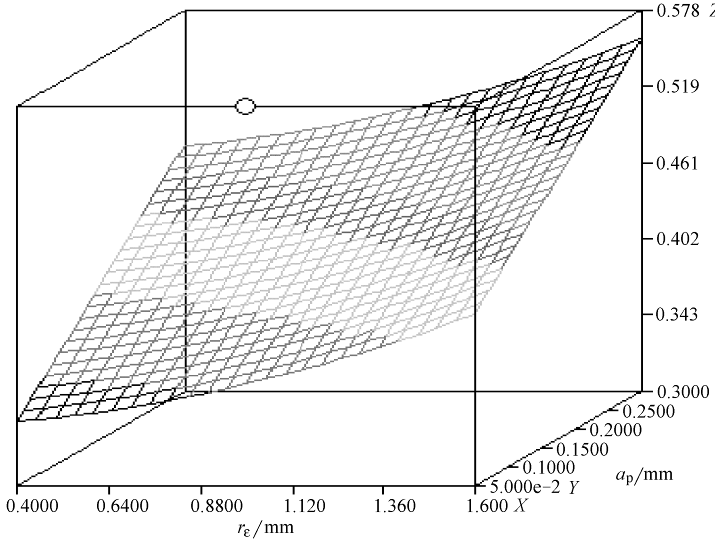


图 8-3　背吃刀量和刀尖圆弧半径对刀具径向振动的影响趋势

经回归方程显著性检验、变量分析后，刀具径向振动的回归模型为

$$y3 = 0.237 - 0.0589X(2) + 0.502X(3) + 0.117X$$

即

$$A = 0.237 - 0.0589f + 0.502\, a_p + 0.117r_\varepsilon \tag{8-3}$$

以显著因素背吃刀量和刀尖圆弧半径为变量，对刀具径向振动的影响趋势如图 8-3 所示。

进行残差分析，见表 8-4。

表 8-4　刀具径向振动非线性模型残差分析表

序号	观 测 值	回 归 值	观测值 - 回归值	(回归值 - 观测值)/观测值 ×100(%)
1	0.477	0.472	5.00e - 3	-1.05
2	0.518	0.522	-4.00e - 3	0.772
3	0.569	0.568	1.00e - 3	-0.176
4	0.391	0.393	-2.00e - 3	0.512
5	0.475	0.476	-1.00e - 3	0.211
6	0.524	0.525	-1.00e - 3	0.191
7	0.350	0.351	-1.00e - 3	0.286
8	0.372	0.371	1.00e - 3	-0.269
9	0.480	0.479	1.00e - 3	-0.208
10	0.305	0.307	-2.00e - 3	0.656
11	0.331	0.329	2.00e - 3	-0.604
12	0.377	0.377	0.00	0.00

回归值与实验值的残差均小于 5%，说明回归方程具有较高的精确度。从建立的刀具径向振动数学模型来看，振动幅值跟进给量、背吃刀量和刀尖圆弧半径具有很好的线性关系。进给量增加，振动幅值减小；背吃刀量增加，振动幅值增大；刀尖圆弧半径增加，振动幅值增大。在切削平稳状态下，振动幅值跟切削速度关联不显著。这个结果和对振动预测的结果基本一致。

8.4　精密硬态切削过程的多目标优化

为了获得满意的零件加工表面粗糙度、刀具寿命和生产效率，切削工艺参数的优化目标是：零件表面粗糙度值最小、刀具寿命最长、刀具径向振动最小和切削效率最高。根据上述优化目标，可以初步建立参数优化模型如下：

$$\begin{cases} \min Ra \\ \max L \\ \min A \\ \max Q \\ 40 < v_c < 500 \\ 0.028 < f < 0.16 \\ 0.05 < a_p < 0.3 \\ 0.4 < r_\varepsilon < 1.6 \end{cases}$$

式中，$Q = 1000\, v_c f a_p$，为单位时间金属切除率（mm^3/min），即切削效率。

淬硬钢切削属于精密加工，应优先考虑 min*Ra*，在满足表面质量的前提下，再尽可能保证 max*L*、max*Q* 和 min*A*，选择表面粗糙度 *Ra* 的加权系数为0.5，刀具切削行程 *L* 的加权系数为0.2，刀具径向振动 *A* 为0.2，切削效率 *Q* 的加权系数为0.1。

采用的实验优化方法为单纯形法，淬硬钢精密切削工艺参数优化结果见表8-5。

表8-5　淬硬钢精密切削工艺参数优化结果

因素	v_c/(m/min)	f/(mm/r)	a_p/mm	r_ε/mm
优化结果	280	0.030	0.15	0.78（取0.8）

根据优化参数计算各目标理论值得：表面粗糙度 $Ra = 0.25\mu m$，刀具切削行程 $L = 4.65km$，刀具径向振动 $A = 0.40V$，切削效率 $Q = 1260mm^3/min$。

8.5　优化结果的实验验证

实验条件如8.1节所述，采用8.4节得到的优化后切削参数。图8-4是经切削加工后的工件，经测量已加工表面的表面粗糙度 *Ra* 为0.24μm，刀具切削行程为4.72km（磨钝标准 $VB = 0.2mm$），刀具径向振动均值为 $A = 0.42V$，取得比较良好的切削加工综合效果。

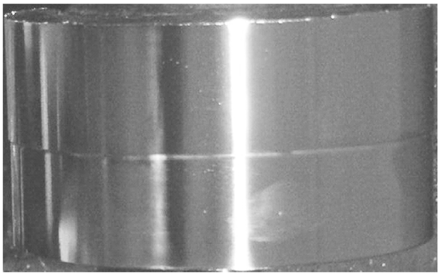


图8-4　综合优化参数后切削加工的工件

参 考 文 献

[1] 刘献礼. 聚晶立方氮化硼刀具及其应用 [M]. 哈尔滨: 黑龙江科学技术出版社, 1999: 20-50.

[2] Halpin T, Byrne G, Barry J. The performance of PCBN in hard turning [J]. Industrial diamond review, 2005, 4: 52-60.

[3] 刘献礼, 孟安, 陈立国, 等. 硬态干式切削 GCr15 时的临界硬度 [J]. 机械工程学报, 2000, 36 (3) 13-16.

[4] Liu C R, Barash M M. The mechanical state of the sub-layer of a surface generated by chip-removal process, part1&part2 [J]. Journal of Engineering for Industry, 1976: 1192-1208.

[5] Liu C R, Mittal S. Single-step superfinish hard machining, feasibility and feasible cutting conditions [J]. Robotics & Computer-Integrated Manufacturing, 1996, 12 (1): 15-27.

[6] Matsumoto Y, Barash M M, Liu C R. Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 steel [J]. Journal of Engineering Industry, 1986, 108: 169-175.

[7] Matsumoto Y, Hashimoto F, Lahoti G. Surface Integrity generated by precision hard turning [J]. Annals of the CIRP, 1999, 48 (1): 59-62.

[8] Davids M A, Burns T B, Evans C J. On the dynamics of chip formation in machining hard metals [J]. Annals of the CIRP, 1997, 46 (1): 25-30.

[9] Kevin Chou Y, Chris J Evans. White layers and thermal modeling of hard turned surfaces [J]. International journal of machine tools & manufacture, 1999, 39: 1863-1881.

[10] Tönshoff H K, Arendt C, Ben Amor R. Cutting of Hardened Steel [J]. Annals of the CIRP, 2000, 49 (2): 547-566.

[11] König W, Verktold A, Koch K F. Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracy [J]. Annals of the CIRP, 1993, 42 (1): 39-44.

[12] Elbestawi M A, Srivastava A K, El-Wardany T L. A model for chip formation during machining of hardened steel [J]. Annals of the CIRP, 1996, 45 (1): 71-76.

[13] Gérard Poulachon. Hard turning: chip formation mechanisms and metallurgical aspects [J]. Journal of manufacturing science and engineering, 2000, 122: 406-412.

[14] Fleming M A, Valentine C J. PCBN hard turning and workpiece surface integrity [J]. Industrial Diamond Review, 1998, 58 (4): 128-133.

[15] Abräo A M, Aspinwall D K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel [J]. Wear, 1996, 196: 279-284.

[16] Shaw M C, Vyas A. The mechanism of chip formation with hard turning steel [J]. Annals of the CIRP, 1998, 47 (1): 77-82.

[17] 鴻野雄一郎. 超高压燒結体工具 [J]. 精密工學會志, 1995, 61 (6): 753-758.

[18] 喜田义宏, 井户 守, 川崎直通. 大きな負のすくい角工具によ る切削機械 [J]. 精密機械. 1978, 44 (9): 57-62. (Yoshihiro KITA, Mamoru IDO, Naomichi KAWASAKI. A Study on the Cutting Mechanism with Large Negative Rake Angle).

[19] 新谷一博, 藤村善雄, 河端 裕, 等. CBN 工具によ る燒入鋼の斷續仕上切削における刃先形状の效果 [J]. 精密機械, 1984, 50 (12): 136-141 (Kazuhiro Shintani, Yoshio Fujimura, Hiroshi Kawabata et al.. Effect of CBN Cutting Tool Geometry on Intermittent Cutting of Hardened Steel).

［20］ 大谷敏昭，藤瀬健领，横川 洪，等．CBNおよびセラミック工具による焼入鋼の旋削［J］．精密機械，1983，49（6）：113-118.

［21］ 李晋年，付建军，袁哲俊．CBN 刀具磨损机理的研究［J］．哈尔滨工业大学学报，1989，（1）：80-85.

［22］ 刘献礼，袁哲俊，陈波，等．切削温度测量的等效热电偶法［J］．计量学报，1999，20（3）：187-191.

［23］ 韩荣第．CBN 的发展概况及国产 CBN 硬质合金复合刀片的切削性能试验［J］．工具技术，1993，27（9）：33-36.

［24］ 李玉标，李嫚，张弘弢．PCBN 刀具断续干式切削 ADI 时切削力与寿命的研究［J］．金刚石与磨料磨具工程，2010，30（1）：75-79.

［25］ 庞俊忠，王敏杰，吴伏家．高速铣削 P20 淬硬钢的试验研究［J］．中北大学学报，2008，29（5）：399-404.

［26］ LIU Xianli，YUE Caixu，ZHAO Xingfa， et al. 2D FEM Simulation of PCBN Tool with Round Edge Cutting Hardened Steel［J］．哈尔滨工业大学学报（英文版），2010，17（1）：193-196.

［27］ CHEN Guangjun，LIU Xianli ，YUE Caixu. Study on Causes of Material Plastic Side Flow in Precision Hard Cutting Process［J］. Advanced Materials Research，（2010），97-101 ：1875-1878.

［28］ 钟国晋，陈五一．立方氮化硼刀具精车淬硬钢［J］．机械制造，1990，（10）：18-20.

［29］ 高富有，江晓乐，张鹏．立方氮化硼（CBN）刀具技术［J］．工具技术，1992，26（3）：39-41.

［30］ 吴湘柠．我国 CBN 刀具材料的现状及发展趋势［J］．机械制造，1992，（5）：3-5.

［31］ Komanduri R，Brown R. On the mechanics of chip segmentation in machining［J］. Engineering for industry，Trans ASME，1981，130（1）：33-51.

［32］ Komanduri R，Schroeder T A. On shear instability in machining a nickel iron base super-alloy［J］. Engineering for industry，ASME，1986，108（2）：93-100.

［33］ Davies M A，Chou Y，Evans C J. On chip morphology，tool wear and cutting mechanics in finish hard turning［J］. Annals of the CIRP，1996，45（1）：77-82.

［34］ Davies M A，Burns T J，Evans C J. On the dynamics of chip formation in machining hard metals［J］. Annals of the cirp，1997，46（1）：25-30.

［35］ Burns T J，Davies M A. On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining［J］. International Journal of-Plasticity，2000，18：487-506.

［36］ Hou Z. B. and Komanduri R. Modeling of Thermomechanical Shear Instability in Machining［J］. Int. J. of Mechanical Science，1997，39（11）：1273-1314.

［37］ Barry J，Byrne G. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels［J］. Journal of engineering，2002，124：528-535.

［38］ 王敏杰，段春争，刘洪波．正交切削切屑形成中绝热剪切行为的实验研究［J］．中国机械工程，2004，15（2）：243-248.

［39］ 段春争，王敏杰．切削高强度结构钢形成的绝热剪切带微结构观察［J］．大连理工大学学报，2004，15（18）：1603-1606.

［40］ 段春争．正交切削高强度钢绝热剪切行为的微观机理研究［D］．大连：大连理工大学，2005.

［41］ 文东辉．硬态切削机理的研究［D］．大连：大连理工大学，2002.

［42］ 秦哲．淬硬钢高速铣削机理研究［D］．广州：广东工业大学，2009.

[43] 鲁世红，何宁．正交切削高强度钢绝热剪切行为的实验研究［J］．机械科学与技术，2009，28（2）：241-245.

[44] Shaw M C，Vyas A. Chip formation in the machining of hardened steel［J］. Annals of the CIRP，1993，42（1）：29-33.

[45] Shaw M C，Vyas A. The mechanism of chip formation with hard turning steel［J］. Annals of the CIRP，1998，47（1）：77-82.

[46] Poulachon G，Moisan A. Hard turning：chip formation mechanisms and metallurgical aspects［J］. Journal of manufacturing science and engineering，2000，8（122）：406-412.

[47] Konig W，Berktold A. Turning Versus Grinding-A Comparison of Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracies［J］. Annals of the CIRP，1993，42（1）：39-44.

[48] Thiele J D，Melkote S N. Effect of cutting edge geometry and work-piece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel［J］. Materials process technology，1999，94：216-226.

[49] Grzesik W. A revised model for predicting surface roughness in turning［J］. Wear，194（1996）：143-145.

[50] Singh D，Rao P V. A surface roughness prediction model for hard turning process［J］. Advanced Manufacturing Technology，2007，32（5）：1115-1124.

[51] Khan Z，Praad B，Singh T. Machining condition optimization by genetic algorithms and simulated annealing［J］. Computers Ops Res，1997，24（7）：647-657.

[52] Cheung C F，Lee W B. A multi-spectrum analysis of surface roughness formation in ultra-precision machining［J］. Precision Engineering，2000，24：77-87.

[53] Wu Jiuinn-long. Simulation of rough surfaces with FFT［J］. Tribology International，2000，33：47-58.

[54] Abouelatta O B，Madl J. Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations［J］. Journal of Materials Processing Technology，2001，118：269-277.

[55] Surech P V S，Venkateswara Bao P，Deshmukh S G. A genetic algorithmic approach for optimization of surface roughness prediction model［J］. International Journal of Machine Tool& Manufacture，2002，42：675-680.

[56] Benardos P G，Vasniakos G C. Predicting surface roughness in machining：a review［J］. International Joural of Machine Tool& Manufacture，2003，43：833-844.

[57] 李丽伟，董申，程凯．表面微观形貌定量表征中几种新方法的应用［J］．中国机械工程，2002，10：1720-1725.

[58] 李成贵，张国雄，袁长良．分形维数与表面粗糙度参数的关系［J］．工具技术，1997（31）：36-38.

[59] 王洪祥．超精密车削表面微观形貌理论建模与实验研究［D］．哈尔滨：哈尔滨工业大学，2002.

[60] 张玉周，龚志坚，闫勇刚．淬硬钢硬态切削表面粗糙度研究［J］．青岛理工大学学报 2009，30（6）103-106.

[61] 陈涛，刘献礼．PCBN 刀具硬态切削淬硬轴承钢 GCr15 表面粗糙度试验与预测．中国机械工程，2007，18（24）：2973-2976.

[62] 陈涛．淬硬钢 GCr15 精密切削过程的建模与加工表面完整性预测［D］．哈尔滨：哈尔滨理工大学，2009.

[63] Dahlman P，Gunnberg F，Jacobson M. The influence of rake angle，cutting speed and cutting depth

on residual stresses in hard turning [J]. Materials Processing Technology, 2004, 147 (2): 181-184.

[64] Liu M, Takagi J, Tsukuda A. Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel [J]. Materials processing technology, 2004, 150: 233-241.

[65] Barbacki A, Kawalec M, Hamrol A. Turning and grinding as a source of micro-structural changes in the surface layer of hardened steel [J]. Materials Processing Technology, 2003, 133: 21-25.

[66] Hua J , Rajiv S , Cheng X M , et al. Effect of feed rate, work-piece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer plus hone cutting edge geometry [J]. Materials science engineering A, 2005, 394: 238-248.

[67] Thiele J D, Melkote S H, Peascoe R A , et al. Effect of cutting-edge geometry and workpiece hardness on surface residual stresses in finish hard turning of AISI 52100 steel [J]. Manufacturing science and engineering, 2000, 122 (12): 642 -649.

[68] Hua J, Umbrello D, Shivpuri R. Investigation of cutting conditions and cutting edge preparations for enhanced compressive subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel [J]. Journal of materials processing technology, 2006, 171: 180-187.

[69] 樊宁，陈明，王慧．刀具几何参数对残余应力的影响分析 [J]. 机床与液压，2009，37 (11): 30-32.

[70] Zhang X P, Gao E W, Liu C R. Optimization of process parameter residual stresses for hard turned surfaces [J]. Journal of materials processing technology, 2009, 209: 4286-4291.

[71] Guo Y B , Sahni J. A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers [J]. Machine tools and manufacture, 2004, 44: 135 -145.

[72] Ramesh A , Melkote S N, Allard L F, et al . Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel [J]. Materials science and engineering A , 2005, 390: 88-97.

[73] Kishawy H A, Elbestawi M A. Tool wear and surface integrity during high-speed turning of hardened steel with polycrystalline cubic boron nitride tools [J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers Part B: engineering manufacture, 2001, 215: 755-767.

[74] Chou Y K, Chris J E . White layers and thermal modeling of hard turned surfaces [J]. International journal of machine tools and manufacture, 1999, 39: 1863-1881.

[75] Poulachon G, Albert A , Schluraff M, et al. An experimental investigation of work material microstructure effects on whith layer formation in PCBN hard turning [J]. Machine tools and manufacture, 2005, 45: 211-218.

[76] Barry J, Byrne G. TEM study on the surface white layer in two turned hardened steels [J]. Materials Science and Engineering, A, 2002, 325: 356-364.

[77] Abrao A M, Aspinwall D K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel [J]. Wear, 1996, 196: 279-284.

[78] Abrao A M, Aspinwall D K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel [J]. Wear, 1996, 196: 279-284.

[79] 张凌飞，张弘弢．硬态车削表面白层厚度的影响因素分析 [J]. 工具技术，2004，38: 31-33.

[80] 张凌飞．硬态干式切削材料被加工表面白层的研究 [D]. 大连：大连理工大学，2004.

[81] 徐进．高速硬态切削工件表层显微硬度与白层研究 [J]. 机械设计与制造，2009，2: 192-194.

[82] 戴素江，邢彤，文东辉，等．精密硬态切削表面白层组织形态的研究 [J]. 中国机械工程，2006，

5：1007-1010.
[83] 文东辉．硬态切削机理的研究［D］. 大连：大连理工大学，2002.
[84] 文东辉，郑力，刘献礼，等．精密硬态切削过程金属软化效应与表面塑性侧流的研究［J］. 金刚石与磨料磨具工程，2003（8）：9-12 .
[85] Klamecki B E. Incipient Chip Formation in Metal Cutting—a Three Dimension Finite Analysis［D］. Urbana：University of Illinois at Urbana-Chanpaign，1973.
[86] Shi J，Liu C R. The influence of material models on finite element simulation of machining［J］. Journal of Manufacturing Science and Engineering，2004，126：849-857.
[87] Guo Y B，Liu C R. Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining process［J］. J Manuf Sci Eng，2002，124（1）：1-9.
[88] Ng E G，Tahany I，Wardany E I，et al. Physics-based simulation of high speed machining［J］. Machining Science and Technology，2002，63：301-329.
[89] Umbrello D，Ambrogio G，Flice L，et al. A hybrid finite element method-artificial neural network approach for predicting residual stresses and the optimal cutting conditions during hard turning of AISI 52100 bearing steal［J］. Materials and Design，2008，29：873-883.
[90] Filice L，Micari F，Rizzuti，et al. A critical analysis on the friction modeling in orthogonal machining［J］. Journal of Machine tools and manufacture，2007，47：709-714.
[91] Filice L，Micari F，Rizzuti，et al. A critical analysis on the friction modeling in orthogonal machining［J］. Journal of Machine tools and manufacture，2007，47：709-714.
[92] Ŏzel T，Altan T. Determining work-piece flow stress and friction at the chip-tool contact for high speed cutting［J］. Machine Tools Manufacture，2000，40（5）：133-152.
[93] Liu C R，Mittal S. Single-step super finishing using hard machining resulting in superior surface integrity［J］. Flexible manufacturing systems，2001，14（2）：129-133.
[94] Herbert Schulz，Eberhard Abele，何宁．高速加工理论与应用［M］. 北京：科学出版社，2010.
[95] 赵威．基于绿色切削的钛合金高速切削机理研究［D］. 南京：南京航空航天大学，2006.
[96] 彭锐涛，唐新姿，谭援强．预应力硬态切削加工过程的有限元数值模拟研究［J］. 机械强度，2009，31（2）：312-315.
[97] 唐德文．淬硬钢高速铣削过程仿真与实验研究［D］. 广州：广东工业大学，2009.
[98] 闫洪，夏巨谌．H13 淬硬模具钢精车过程的数值模拟［J］. 中国机械工程，2006，11（16）：985-989.
[99] 王宇．PCBN 刀具高速精密硬态切削机理与应用技术［D］. 哈尔滨：哈尔滨理工大学，2008.
[100] RICHARD Y CHIOU，STEVEN Y LIANG. chatter stabilty of aslender cutting tool in turning with tool wear effect［J］. Int. J. Mach. Tools Manufact，1998，38（4）：315-327.
[101] Bason E Clancy，Yung C Shin. A comprehensive chatter prediction model for face turning operation including tool wear effect［J］. International Journal of Machine Tools & Manufacture，2002，42：1035-1044.
[102] Davies M，Pratt J. The stability of low radial immersion milling［J］. Annals of CIRP，2000，49：37-40.
[103] Davies M，Pratt J. Stability prediction for low immersion milling［J］. J. of ASME，2002，124：217-225.
[104] 方子良．切削过程无条件稳定阈值的确定方法［J］. 机械科学与技术，2000，19（4）：592-594.
[105] 王晓军．车削加工系统稳定性极限预测的研究［D］. 长春：吉林大学，2005.
[106] 冯静，赵俊波，陶然．基于 MATLAB 的车削细长轴过程非线性振动分析［J］. 组合机床与自动化

加工技术，2010，(1) 75-77.
[107] 贺书乾．深孔镗削加工振动稳定性及防振技术研究 [J]. 中北大学学报，2008，4：312-315.
[108] 马海龙，陈清奎，段辉．切削颤振的动力学模型研究 [J]. 工具技术，2009 43 (9)：27-29.
[109] 吴卫国，王贵成，沈春根．高速精密车削中心主轴系统动态特性的研究 [J]. 制造技术与机床，2009，(8) 53-57.
[110] 汤爱君．薄壁件高速铣削三维稳定性及加工变形研究 [D]．济南：山东大学，2009.
[111] 汤爱君，马海龙．薄壁零件铣削稳定性的动力学模型 [J]. 工具技术，2007 (11)：89-91.
[112] 孙珊珊．刚度时变系统非线性动力学研究及稳定性预测 [D]. 济南：山东大学，2009.
[113] 梁睿君，叶文华．薄壁零件高速铣削稳定性预测与验证 [J]. 机械工程学报，2009，7：156-151.
[114] 宋宜德．薄壁多框结构件高效铣削稳定性研究 [D]. 南京：南京理工大学，2009.
[115] 何宁．高速切削技术 [M]．上海：上海科学技术出版社，2012.
[116] 李忠科，张宇，张春飞，等．高速硬切削技术及刀具的合理选择 [J]. 工具技术，2007，46 (1)：89-91.
[117] 中国金刚门户．浅析采用硬切削工艺有何优点 [N/OL]. [2011-05. 17]. http：//www. zgjgsmh. com/news/11037701. html.
[118] 艾兴，等．高速切削加工技术 [M]. 北京：国防工业出版社，2003.
[119] 叶伟昌，叶毅．高速切削和干切削技术推动刀具快速发展 [N/OL]. [2011-02-01]. http：//chinabaike. Com/z/daoju/270053. Html.
[120] 中国金刚门户．浅析采用硬切削工艺有何优点 [N/OL]. [2011-05-17]. http：//www. zgjgsmh. com/news/11037701. html.
[121] 刘志峰．硬车削及其加工技术 [J]. 工具技术，1998，3：9 -12.
[122] 韩荣第．现代机械加工新技术 [M]. 北京：电子工业出版社，2003.
[123] 师汉民．机械振动系统——分析、测试、建模、对策 [M]. 武汉：华中理工大学出版社，1992.
[124] Tobias S A. Mchine Toll Vibration [M]. New York：JOohn Wiley&Sons，1965.
[125] 师汉民．金属切削理论及其应用新探 [M]. 武汉：华中科技大学出版社，2002.
[126] Mamalis A G，Branis A S. Modeling of precision hard cutting using implicit finite element methods [J]. Journal of Materials Processing Technology，2002，123：463-475.
[127] Schulz H，Abele E，et al. Material Aspects of Chip Formation in HSC Machining [J]. CIRP，2000，50 (1)：45-48.
[128] Christian H，Svendsen B. Simulation of chip format i on during high-speed cutt ing [J]. Journal of Mat erials Processing Technology，2007，186：66-76.
[129] и. B. 克拉盖尔斯基等．摩擦磨损计算原理 [M]. 北京：机械工业出版社，1982.
[130] Mamalis A G，Branis A S. Modeling of precision hard cutting using implicit finite element methods [J]. Journal of Materials Processing Technology，2002，123：463-475.
[131] 杨桂通．弹性力学 [M]. 北京：高等教育出版社，2005.
[132] 钟顺思，王昌生．轴承钢 [M]. 北京：冶金工业出版社，2000.

ISBN 978-7-111-40776-8

ISBN 978-7-111-40803-1

地址：北京市百万庄大街22号
邮政编码：100037
电话服务
社服务中心：010-88361066
销售一部：010-68326294
销售二部：010-88379649
读者购书热线：010-88379203
网络服务
教材网：http://www.cmpedu.com
机工官网：http://www.cmpbook.com
机工官博：http://weibo.com/cmp1952
封面无防伪标均为盗版

上架指导 工业技术/机械工程/机械加工
ISBN 978-7-111-46973-5
策划编辑◎周国萍

ISBN 978-7-111-46973-5
9 787111 469735 >
定价：49.00元